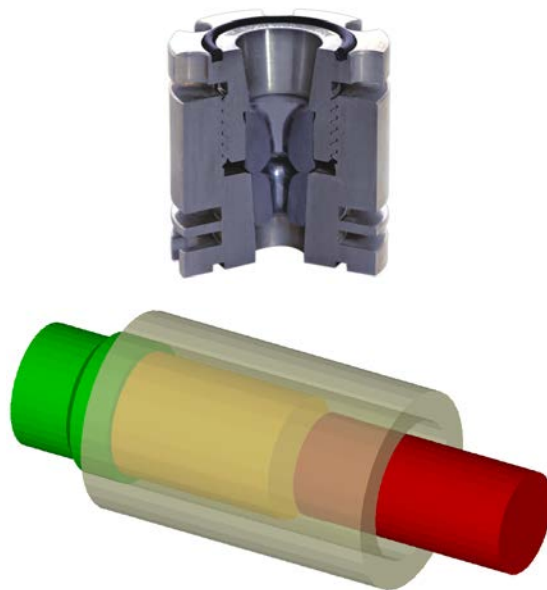


TRAGEREA, TREFILAREA ȘI EXTRUDAREA METALELOR



CUPRINS**PARTEA I****TRAGEREA SI TREFILAREA METALELOR**

1. PROCEDEE DE DEFORMARE PLASTICĂ	
PRIN TRAGERE	7
1.1. Schema de principiu a tragerii sârmelor și barelor	8
1.2. Schemele de principiu ale procedeeleor de tragere ale țevilor	10
1.3. Tensiuni și deformații la tragere-trefilare	12
1.4. Parametrii specifici deformării prin tragere	14
2. DETERMINAREA PARAMETRILOR DE FORȚĂ	
LA TRAGERE-TREFILARE	19
2.1. Câmpul de viteze la tragere.....	19
2.2. Calculul tensiunii relative de tragere din condiția de echilibru static în zona de deformare	24
2.3. Calculul tensiunii relative de tragere utilizând bilanțul puterilor	27
2.3.1. Puterea consumată pentru tragere-trefilare	27
2.3.1.1. Puterea consumată pentru deformarea plastică.....	27
2.3.1.2. Puterea consumată datorită discontinuităților de viteză	28
2.3.1.3. Puterea consumată prin frecare	29
2.3.2. Tensiunea relativă de tragere	33
2.3.3. Determinarea analitică a unghiului optim al filierei	34
2.3.4. Deformația admisibilă la trefilare	35
2.4. Determinarea tensiunii de tragere la prelucrarea țevilor fără ghidaj interior.....	37
2.5. Relații empirice de determinare a forței și puterii la tragere	39

3. FACTORI CARE INFLUENȚEAZĂ PROCESUL DE TRAGERE-TREFILARE.....	43
3.1. Influența compoziției chimice a semifabricatului	43
3.2. Influența unor factori tehnologici în procesul tragerii	48
3.2.1. Influența gradului de deformare plastică.....	48
3.2.2. Influența vitezei de tragere	51
3.2.3. Influența temperaturii de deformare.....	53
3.2.4. Influența frecării de contact metal-sculă și a lubrifierii.....	55
3.2.5. Influența ecruisării asupra siguranței tragerii.....	59
4. SCULE ȘI MAȘINI UTILIZATE IN PROCESUL DE TRAGERE-TREFILARE	63
4.1. Filiere pentru trefilarea sârmelor	63
4.2. Matrițe pentru tragerea barelor și țevelor	69
4.3. Dornuri și dopuri pentru tragerea țevelor	71
Bibliografie partea I.....	78

PARTEA a II-a

EXTRUDAREA METALELOR

1. DEFORMABILITATEA LA RECE A METALELOR IN CONTEXTUL PRELUCRĂRII PRIN EXTRUDARE	79
1.1. Definiții.....	79
1.2. Determinarea deformabilității metalelor extrudate	79
2. PROCESUL DE EXTRUDARE	93
2.1. Clasificarea procedeelor de extrudare la rece	93
2.2. Procesul general de extrudare.....	96
2.3. Procesul de deformare la extrudarea directă.....	97

2.4. Procesul de deformare la extrudarea inversă.....	101
2.5. Procesul de deformare la extrudarea combinată.....	103
2.6. Materiale folosite pentru extrudarea la rece	104
2.6.1. Influența elementelor de aliere	105
2.6.2. Curbele de curgere ale materialelor extrudabile la rece...	107
3. DETERMINAREA FORȚELOR NECESARE	
LA EXTRUDARE.....	111
3.1. Calculul forței și al presiunii de deformare la extrudarea directă a produselor pline.....	111
3.1.1. Calculul forței și al presiunii de extrudare prin metoda bilanțului forțelor	111
3.1.2. Calculul forței și al presiunii de extrudare pe baza energiei consumate pentru deformare	119
3.2. Calculul forței și al presiunii la extrudarea directă a profilelor tubulare	123
3.3. Calculul forței și al presiunii de deformare la extrudarea inversă.....	126
3.4. Calculul forței și al presiunii de deformare la extrudarea combinată	131
4. PROCESUL TEHNOLOGIC DE EXTRUDARE LA RECE	139
4.1. Generalități	139
4.2. Etapele extrudării la rece	140
4.2.1. Debitarea	140
4.2.2. Tratamentul termic	143
4.2.3. Pregătirea suprafeței	148
4.2.4. Lubrifierea.....	152
4.2.5. Elemente tehnologice ale extrudării la rece	154
4.3. Scule utilizate la deformarea plastică prin extrudare.....	162
4.3.1. Descrierea sculelor de deformare la extrudare.....	162
4.3.2. Construcția poansoanelor	164
4.3.3. Construcția plăcilor active	172

5. PROIECTAREA TEHNOLOGIEI DE EXTRUDARE -	
- EXEMPLU DE CALCUL	183
5.1. Stabilirea succesiunii operațiilor.....	183
5.2. Calculul forțelor de extrudare.....	189
Bibliografie partea a II-a	193

PARTEA I

TRAGEREA SI TREFILAREA METALELOR

1. PROCEDEE DE DEFORMARE PLASTICĂ PRIN TRAGERE

Deformarea prin tragere pune în discuție prelucrarea plastică a unor semifabricate de secțiune constantă, trase cu o forță exterioară printr-o *matriță* sau *filieră*. Secțiunea semifabricatului se micșorează treptat la ieșirea din focarul de deformare, astfel că secțiunea la ieșirea din filieră sau matriță este mai mică decât secțiunea la intrare.

Dacă forța necesară procesului de tragere este dezvoltată de organe de mașini cu mișcare rectilinie (obținându-se produse finite rectilinii), procedeul se numește **TRAGERE**, scula de deformare se numește **MATRIȚĂ**, iar produsele obținute, **BARE** și **ȚEVI**.

Dacă forța necesară procesului de tragere este dezvoltată de organe de mașini cu mișcare de rotație (tobe rotative), procedeul se numește **TREFILARE**, scule de deformare se numește **FILIERĂ**, iar produsele obținute, **SÂRME**. Altfel spus, tragerea sârmelor se numește trefilare.

Tragerea și trefilarea se realizează de regulă la rece. Calitatea suprafeței și precizia dimensională obținute prin tragere-trefilare sunt corespunzătoare prelucrărilor de finisare. Deformarea plastică la rece va conduce la efecte ca ecruisarea și texturarea care stau la baza creșterii proprietăților de rezistență și scăderea celor de plasticitate. Ecruisarea este proporțională cu gradul de deformare, ceea ce face ca deformarea să fie îngreunată odată cu creșterea gradului de deformare. Din acest motiv, caracteristica principală a procedeelor de tragere-trefilare constă în faptul că mărimea deformației rezultată la o singură trecere depinde de valoarea maximă a tensiunii din secțiunea transversală a produsului tras și care nu

trebuie să depășească valoarea rezistenței la rupere a materialului, condiție ce se exprimă prin coeficientul de siguranță al tragerii.

Cele mai cunoscute procedee de prelucrare prin tragere la rece ale metalelor și aliajelor sunt tragerea sârmelor (trefilarea) și tragerea barelor și a țevelor. Se pot obține produse trase de secțiune rotundă. Schemele de principiu ale tragerii sârmelor și barelor de simetrie cilindrică fiind similare vor fi prezentate împreună într-o singură schemă de principiu.

1.1. Schema de principiu a tragerii sârmelor și barelor

În fig. 1.1. se prezintă schema de principiu a procedurii de trefilare a sârmelor și de tragere a barelor de simetrie cilindrică (fig.1.1a) și corespunzător starea de tensiune și de deformare (fig.1.1b).

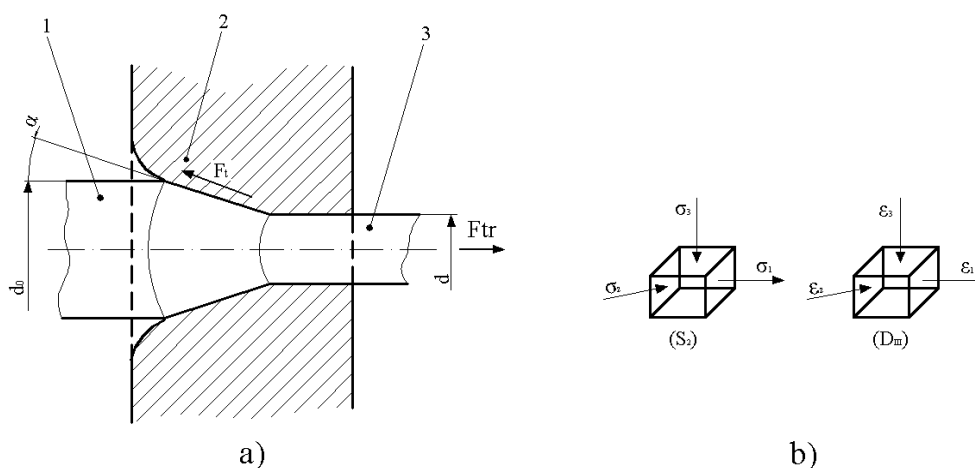


Fig. 1.1. Procedeele trefilării sârmelor și tragerii barelor:

- a) schema de principiu: 1 – semifabricat; 2 – filieră (matriță); 3 – produs tras
b) starea de tensiune și de deformare la tragerea sârmelor/barelor cilindrice.

După cum se poate observa din fig. 1.1 tensiunile care conduc la deformarea plastică în procesele de tragere sunt: tensiunea principală σ_1 , pozitivă, dată de forța de tragere F_{tr} ; tensiunile principale $\sigma_2 = \sigma_3$, negative,

date de reacțiunea sculei de deformare F și de forța de frecare F_f și care acționează pe direcția razei în cazul trefilării sârmelor și tragerii barelor.

Relația între tensiunile principale este cea cunoscută din teoria deformării plastice: $\sigma_3 < \sigma_2 < \sigma_1$. În cazul procesării sârmelor și barelor prin tragere, tensiunea longitudinală σ_1 crește continuu în zona de deformare, pe lungimea deschiderii conicității filierei sau matriței, fig. 1.2.

Creșterea tensiunii principale σ_1 este mult mai pronunțată decât creșterea rezistenței la deformare a materialului metalic (determinată în special de ecruisarea dobândită în procesul tragerii). În schimb tensiunea principală σ_2 , egală cu tensiunea σ_3 , scade continuu datorită reducerii de secțiune.

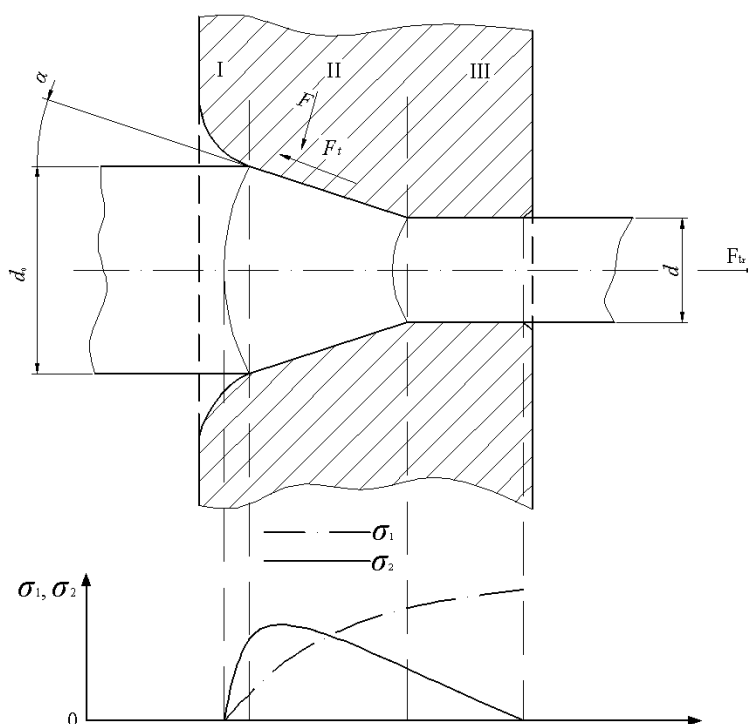
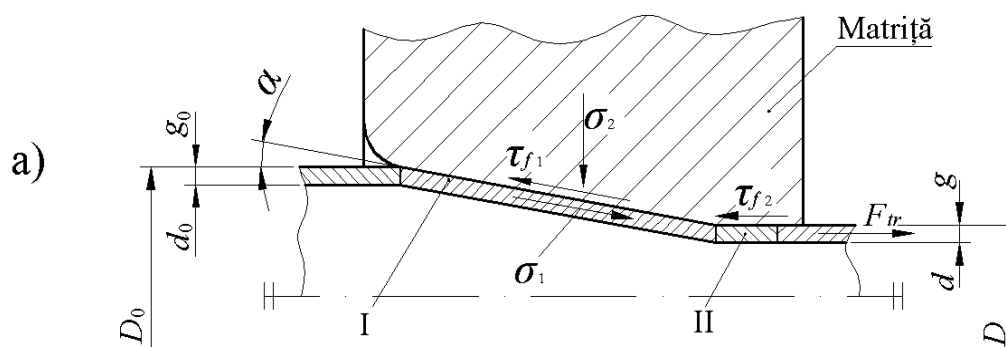


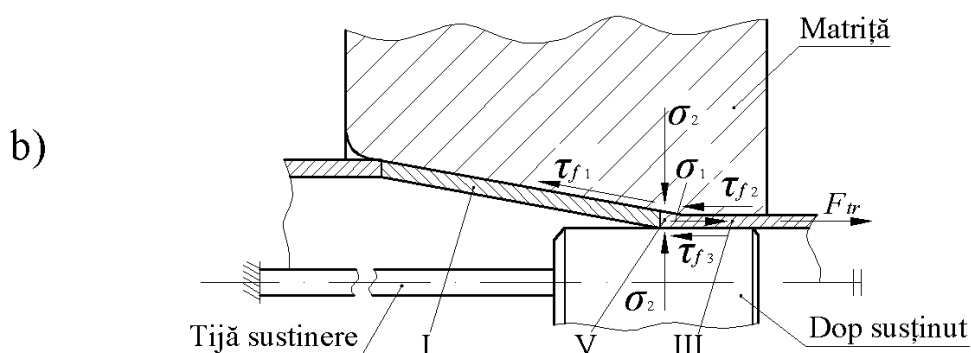
Fig. 1.2. Variația tensiunilor principale σ_1 și $\sigma_{2(3)}$ în zona de deformare la trefilarea sârmelor și tragera barelor.

1.2. Schemele de principiu ale procedeele de tragere ale țevilor

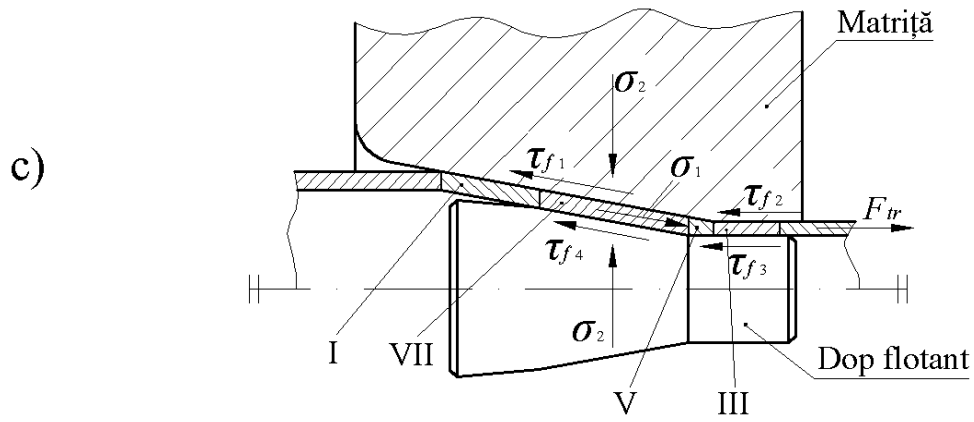
Tragerea țevelor poate fi fără ghidaj interior (la gol), cu ghidaj interior scurt și susținut (pe dop cu tijă de susținere), cu ghidaj interior scurt și nesusținut (pe dop flotant) și cu ghidaj interior deplasabil (tragerea pe dorn). În fig. 1.2. sunt prezentate schematic procedee de tragere a țevelor de secțiune rotundă cu evidențierea zonelor caracteristice de modificare a dimensiunilor prin deformare plastică. Pentru o imagine cât mai clară privind condițiile în care se realizează deformarea, pentru procedeele de tragere a țevelor din fig. 1.2., în tab. 1 se prezintă, pentru fiecare zonă caracteristică (I, II, III, ..., VII), starea de tensiune și de deformare [1].



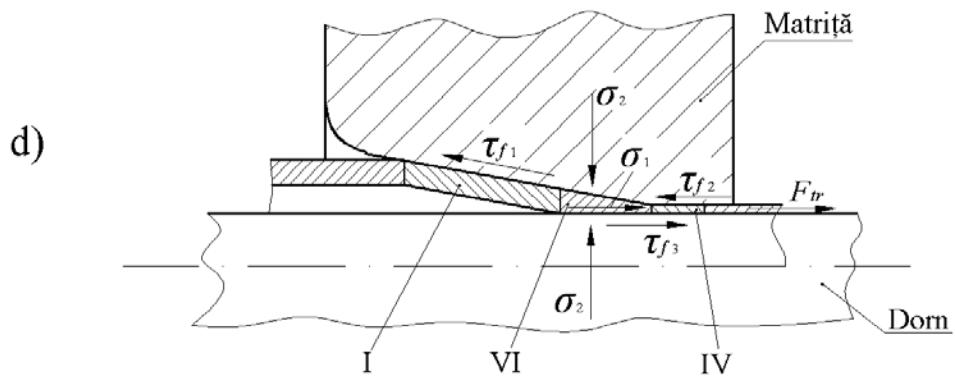
tragerea țevelor fără ghidaj interior (la gol)



tragerea țevelor pe dop susținut



tragerea țevelor pe dop flotant



tragerea țevelor pe dorn

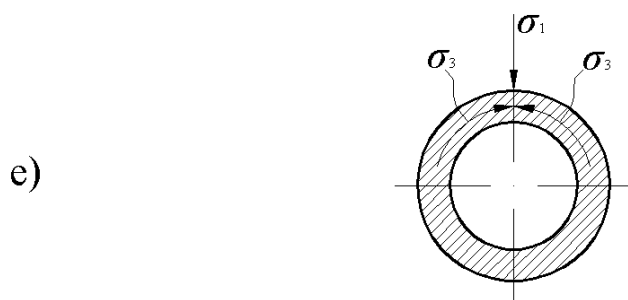


Fig. 1.2. Reprezentarea schematică a procedeeleor de tragere a țevelor de secțiune rotundă și zonele caracteristice de modificare a dimensiunilor semifabricatului inițial prin tragere (I, II, ..., VII); $\sigma_{1...3}$ - tensiuni principale; $\tau_{f1,2}$ - tensiuni tang. de frecare între țeavă și matriță; $\tau_{f3,4}$ - tensiunea de frecare între țeavă și ghidaj [1]

1.3. Tensiuni și deformații la tragere-trefilare

După cum se poate observa din figurile 1.1., 1.2. și tabelul 1, tensiunile care conduc la deformarea plastică în procesele de tragere sunt: tensiunea principală (σ_1), pozitivă, dată de forța de tragere (F_{tr}); tensiunea principală (σ_2), negativă, dată de reacțiunea sculei de deformare (F) și de forța de frecare (F_f); tensiunea principală (σ_3), negativă, ce acționează pe direcția razei în cazul trefilării sârmelor și tragerii barelor, sau circumferințele în cazul tragerii țevilor (figura 1.2. e).

În cazul procesării țevilor, variația tensiunilor se consideră că este similară cu cea prezentă în figura 1.3., cu deosebirea că diferența dintre tensiunile (σ_2) și (σ_3) este mult mai mare.

În conformitate cu ecuația simplificată a plasticității, relația dintre tensiunile principale poate fi scrisă sub forma:

$$\sigma_1 + \sigma_2 = \beta \cdot \sigma_c, \quad (1.1)$$

în care:

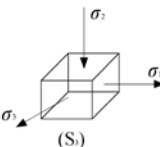
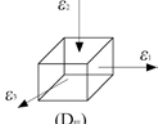
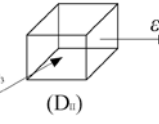
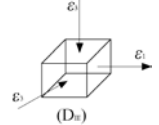
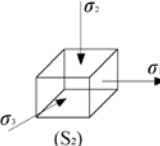
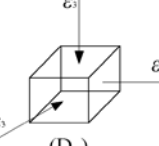
β – este coeficientul lui Lode ($\beta = 1$ pentru trefilarea sârmelor și tragerea barelor de secțiune rotundă, în ipostaza $\sigma_2 = \sigma_3$);

$\beta = 1,05 \div 1,0$ – în cazul tragerii țevilor cu ghidaj interior;

$\beta = 1,25 \div 1,15$ – pentru tragerea țevilor fără ghidaj interior;

σ_c – limita de curgere a materialului ce se procesează cu ecrusarea dobândită în procesul tragerii.

Între tensiunile principale σ_3 și σ_2 se pot stabili următoarele condiții de dependență, în funcție de procedeul de procesare prin tragere a materialului.

Starea de tensiune și deformare în zonele caracteristice I, II, ..., VII la procesarea țevelor prin diverse procedee de tragere					
Nr. crt.	Zona caracteristică	Frecarea de contact	Deformare	Starea de tensiune și de deformare	
				Starea de tensiune	Starea de deformare
	1	2	3	4	5
1	I	Suprafața exterioară a țevei	Plastică	 (S ₁)	 (D ₁) $\frac{g}{D} < 0,16$
					 (D ₂) $\frac{g}{D} = 0,16 \dots 0,21$
					 (D ₃) $\frac{g}{D} > 0,21$
2	II	Suprafața exterioară a țevei	Elastică	$\sigma_1 \cong \sigma_2 \cong \sigma_3 \cong 0$	$\epsilon_1 \cong \epsilon_2 \cong \epsilon_3 \cong 0$
3	III	Suprafața exterioară și interioară a țevei în același sens			
4	IV	Pe suprafața exterioară și interioară a țevei în sensuri contrare.			
5	V	Pe suprafața exterioară înclinată și cea interioară orizontală, în același sens	Plastică	 (S ₂)	 (D ₄)
6	VI	Pe suprafața exterioară înclinată și cea interioară orizontală, în același sens			
7	VII	Pe suprafața exterioară și interioară înclinată, în același sens			

Pentru tragerea țevelor fără ghidaj interior (la gol):

$$\sigma_3 = \frac{1}{2} \cdot \frac{D}{g} \sigma_c \quad (1.1)$$

în care:

D și g – sunt diametru și, respectiv, grosimea de perete pentru țeava procesată (figura 1.2.a).

În ceea ce privește mărimea deformațiilor ($\varepsilon_1, \varepsilon_2$ și ε_3), pe direcția tensiunilor principale, se poate accepta următoarea discuție:

– în cazul sârmelor și barelor trase de secțiune rotundă, deformația (ε_1), cu valoarea maximă în raport cu cele două (ε_2) și (ε_3), definește lungimea produsului tras;

– în cazul țevelor procesate de secțiune rotundă, deformația (ε_2) definește variația grosimii de perete putând fi pozitivă, negativă sau egală cu zero, iar deformația (ε_3) definește variația de diametru cu valori, de asemenea, pozitive sau negative.

1.4. Parametrii specifici deformării prin tragere

Deformarea plastică prin tragere, pentru obținerea de produse de secțiune plină sau tubulare, este caracterizată de o serie de parametri specifici. Acești parametri pot defini procesul deformării pentru o singură trecere a semifabricatului prin filieră sau matriță – *parametrii parțiali de tragere* (pentru tragerea „ i ”), sau pentru n treceri – *parametrii totali de tragere* (pentru n trageri „ tot_i ”), după cum urmează [1, 2]:

– reducerea de secțiune:

$$\delta_i = \frac{S_{i-1} - S_i}{S_{i-1}} = 1 - \frac{1}{\lambda_i} \quad (1.2)$$

$$\delta_{tot_i} = \frac{S_0 - S_i}{S_0} = 1 - \frac{1}{\lambda_{tot_i}} \quad (1.3)$$

– coeficientul logaritmic de deformare:

$$\varepsilon_i = \ln \frac{S_{i-1}}{S_i} = \ln \lambda_i \quad (1.4)$$

$$\varepsilon_{tot_i} = \ln \frac{L_1}{L_0} = \ln \lambda_{tot_i} \quad (1.5)$$

– coeficientul de alungire:

$$\lambda_i = \frac{L_i}{L_{i-1}} = \frac{S_{i-1}}{S_i} = \frac{1}{1 - \delta_i} \quad (1.6)$$

$$\lambda_{tot_i} = \frac{L_i}{L_0} = \frac{S_0}{S_i} = \frac{1}{1 - \delta_{tot_i}} \quad (1.7)$$

în care:

S_0 , S_{i-1} și S_i – sunt secțiunile transversale ale semifabricatului inițial și ale produsului procesat prin tragere, după trecerea „i-1” și, respectiv, „i”;

L_0 , L_{i-1} și L_i – sunt lungimile semifabricatului inițial și ale produselor trase, după trecerea „i-1” și, respectiv, „i”.

În cazul procesării prin tragere a sârmelor și barelor de secțiune rotundă, relațiile prezentate anterior (1.3 ... 1.7), devin:

– reducerea de secțiune:

$$\delta_i = \frac{d_{i-1}^2 - d_i^2}{d_{i-1}^2} = 1 - \left(\frac{d_i}{d_{i-1}} \right)^2 \quad (1.8)$$

$$\delta_{tot_i} = \frac{d_0^2 - d_i^2}{d_0^2} = 1 - \left(\frac{d_i}{d_0} \right)^2 \quad (1.9)$$

– coeficientul logaritmic de deformare:

$$\varepsilon_i = 2 \ln \frac{d_{i-1}}{d_i} \quad (1.10)$$

$$\varepsilon_{tot_i} = 2 \ln \frac{d_0}{d_i} \quad (1.11)$$

– coeficientul de alungire:

$$\lambda_i = \frac{S_{i-1}}{S_i} = \frac{d_{i-1}^2}{d_i^2} = \frac{1}{1 - \delta_i} \quad (1.12)$$

$$\lambda_{tot_i} = \frac{S_0}{S_i} = \frac{d_0^2}{d_i^2} = \frac{1}{1 - \delta_{tot_i}} \quad (1.13)$$

În cazul procesării țevelor prin tragere, cu notațiile specifice:

D_0 , D_{i-1} și D_i – diametre exterioare; d_0 , d_{i-1} și d_i – diametre interioare și g_0 , g_{i-1} și g_i – grosimi de perete țevă, înainte de procesare și după trecerile „ $i-1$ ” și, respectiv, „ i ” parametrii specifici de deformare se pot determina în baza relațiilor:

$$\delta_i = 1 - \frac{D_i^2 - d_i^2}{D_{i-1}^2 - d_{i-1}^2} = 1 - \frac{(D_i + d_i) \cdot (D_i - d_i)}{(D_{i-1} + d_{i-1}) \cdot (D_{i-1} - d_{i-1})} = 1 - \frac{D_{med_i} \cdot g_i}{D_{med_{i-1}} \cdot g_{i-1}} \quad (1.14)$$

Notând $D_{med} = \frac{D+d}{2}$ și $g = \frac{D-d}{2}$ rezultă:

$$\delta_{tot_i} = 1 - \frac{D_{med_i} \cdot g_i}{D_{med_0} \cdot g_0} \quad (1.15)$$

$$\lambda_i = \frac{D_{med_{i-1}} \cdot g_{i-1}}{D_{med_i} \cdot g_i} \quad (1.16)$$

$$\lambda_{tot_i} = \frac{D_{med_0} \cdot g_0}{D_{med_i} \cdot g_i} \quad (1.17)$$

În cazul tragerii țevelor se mai pot utiliza și următorii parametrii de deformare:

– reducerea relativă a diametrului exterior pe trecere:

$$\delta_{D_i} = \frac{D_{i-1} - D}{D_{i-1}} = \frac{\Delta D}{D_{i-1}} = 1 - \frac{1}{\mu_{D_i}} \quad (1.18)$$

– reducerea relativă a grosimii peretelui de țevă pe trecere:

$$\delta_{g_i} = \frac{g_{i-1} - g_i}{g_{i-1}} = \frac{\Delta g_i}{g_{i-1}} = 1 - \frac{1}{\mu_{g_i}} \quad (1.19)$$

în care:

ΔD_i și Δg_i - sunt reducerile absolute ale diametrului exterior și, respectiv, ale grosimii de perete.

Pentru parametrii de reducere a diametrului și, respectiv, a grosimii de perete a țevii, se pot scrie relațiile:

$$\mu_{D_i} = \frac{D_{i-1}}{D_i} \quad (1.20)$$

$$\mu_{g_i} = \frac{g_{i-1}}{g_i} \quad (1.21)$$

Parametrii logaritmici, în baza relațiilor (1.20) și (1.21) au expresiile:

$$\varepsilon_{D_i} = \ln \frac{D_{i-1}}{D_i} \quad (1.23)$$

$$\varepsilon_{g_i} = \ln \frac{g_{i-1}}{g_i} \quad (1.24)$$

Relația (1.23) și (1.24) prezintă dependența între parametrii totali și parțiali:

$$\delta_{tot} = 1 - (1 - \delta_1) \cdot (1 - \delta_2) \cdot \dots \cdot (1 - \delta_i) \cdot \dots \cdot (1 - \delta_n) \quad (1.25)$$

$$\lambda_{tot} = \lambda_1 \cdot \lambda_2 \cdot \dots \cdot \lambda_i \cdot \dots \cdot \lambda_n \quad (1.26)$$

$$\varepsilon_{tot} = \varepsilon_1 + \varepsilon_2 + \varepsilon_3 + \dots + \varepsilon_i + \dots + \varepsilon_n \quad (1.27)$$

$$\mu D_{tot} = \mu D_1 \cdot \mu D_2 \cdot \dots \cdot \mu D_i \cdot \dots \cdot \mu D_n \quad (1.28)$$

$$\mu g_{tot} = \mu g_1 \cdot \mu g_2 \cdot \dots \cdot \mu g_i \cdot \dots \cdot \mu g_n \quad (1.29)$$

Se menționează faptul că o evaluare cât mai apropiată de realitate, în procesele de deformare plastică prin tragere, se poate obține utilizând parametrii logaritmici, deoarece se pot face aprecieri și asupra stadiului în care se află deformarea propriu-zisă a metalului.

2. DETERMINAREA PARAMETRILOR DE FORȚĂ LA TRAGERE-TREFILARE

Cunoașterea parametrilor de forță în procesele de deformare plastică prin tragere este deosebit de importantă, deoarece prezintă suficiente informații privind tensiunea de tragere, puterea necesară pentru mașinile de trefilat și utilajele de tragere, mărimea coeficientului de siguranță al tragerii, consumul specific de energie etc. Determinarea parametrilor de forță, în cadrul acestui capitol, este realizată utilizând tehnica fundamentală a limitei superioare „Upper – bound elemental technique” (UBET) în condițiile unor câmpuri de viteză, admisibile cinematic, ce asigură continuitatea de tip Bernoulli [3, 4].

2.1. Câmpul de viteze la tragere

Determinarea parametrilor de forță în procesele de tragere ale țevilor se face luând în considerare câmpul de viteze sferic, procesarea realizându-se în baza următoarelor ipoteze [3, 4]:

- a) scula de tragere este un corp rigid;
- b) deformarea plastică se produce la temperatură constantă (prelucrare izotermă);
- c) semifabricatul este împărțit în trei zone distincte (I, II, III) la care câmpul de viteze considerat prezintă continuitate de tip Bernoulli.

În cazul procesării prin tragere a țevilor este acceptat câmpul de viteze sferic, pentru determinarea parametrilor de forță în baza limitei superioare deoarece, cu toate că în zona unghiurilor optime α_{opt1} și α_{opt2} , câmpul de viteze triunghiular prezintă superioritate față de celelalte două

câmpuri, sferic și trapezoidal, figura 2.1. Relațiile de calcul pentru câmpul de viteze sferic sunt de complexitate mai mică, deci mai comod de lucrat cu acestea [4].

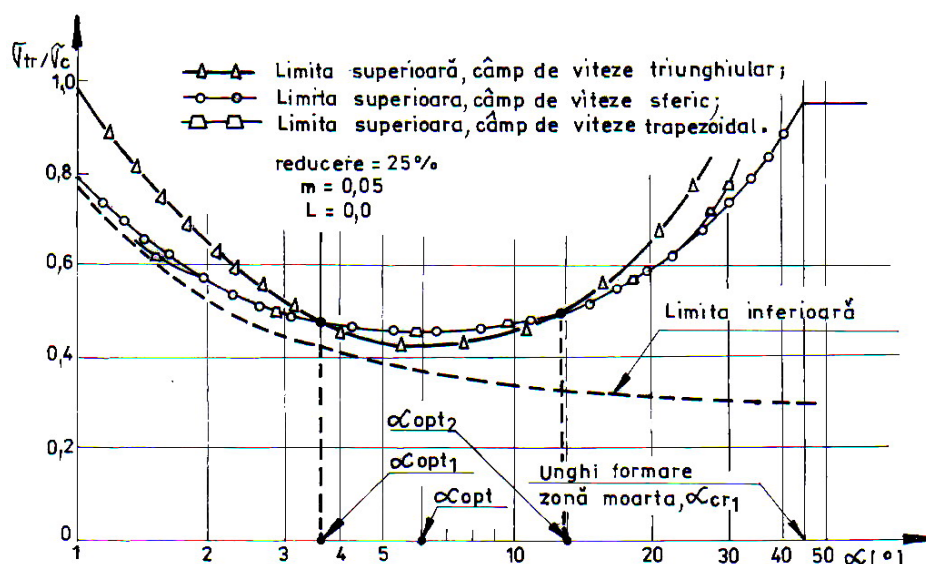


Fig. 2.1. Comparație între soluțiile limitei superioare pentru câmpurile de viteze triunghiular, sferic și trapezoidal [4].

Determinarea parametrilor de forță se face pentru situația când curgerea metalului este laminară (staționară), figura 2.2., evitându-se situațiile cu formarea de zone moarte sau de așchiere a semifabricatului (zonele B și C, figura 2.2.), folosind matrițele conice convergente cu sau fără zonă de calibrare. O imagine mult mai sugestivă privind modul de curgere a metalului prin matrițe conice convergente se prezintă în figura 2.3. a și b. În figura 2.3. a, se prezintă curgerea laminară (zona A, figura 2.2.), v_0 este viteza de intrare a semifabricatului iar v_{tr} este viteza de ieșire din zona de deformare sau viteza de tragere; Γ_1 și Γ_1 sunt suprafețe sferice, la care metalul prezintă discontinuități de viteză.

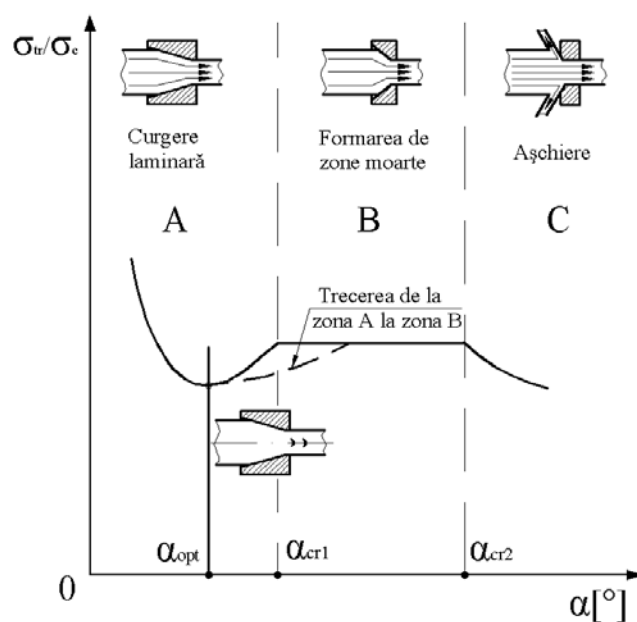


Fig. 2.2. Reprezentarea schematică a zonelor de curgere a metalului:
 A – curgere laminară; B – formarea de zone moarte;
 C – așchierea semifabricatului [4].

În figura 2.3. se prezintă curgerea metalului cu formarea de „zone moarte”, la care $\alpha \neq \alpha_1$, α_1 – unghiul „zonei moarte”.

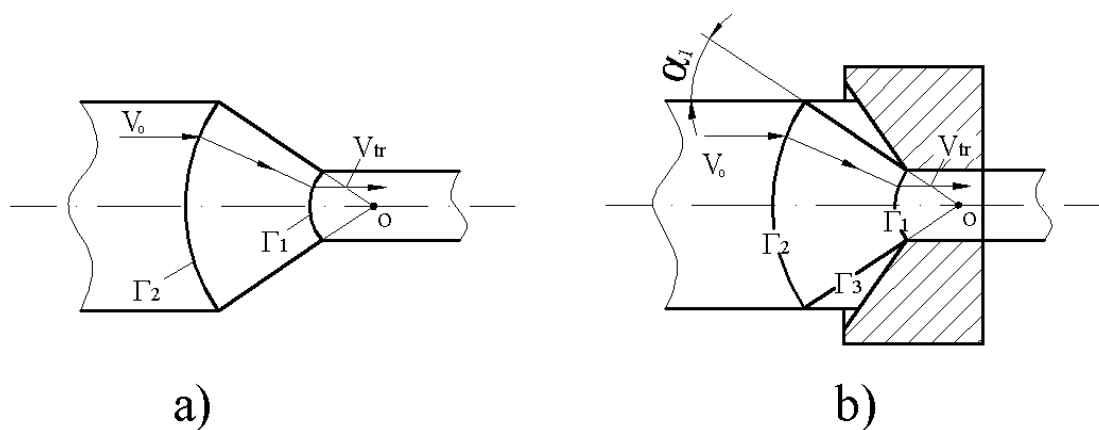


Fig. 2.3. Tragerea metalului prin matrițe conice convergente:
 a) curgerea laminară a metalului; b) curgerea cu formare de zone moarte [4].

În procesele de tragere se iau în considerare trei parametri tehnologici cu influență majoră asupra parametrilor de forță și anume: *reducerea de secțiune*, care poate fi definită de coeficientul de rază R_0/R_1 sau prin una din relațiile prezentate la secțiunea 1.3., *deschiderea conicității sculelor de deformare – unghiul α* și *frecarea de contact metal – sculă*: frecare de „tip Coulomb”, frecare cu „factor de forfecare constant” și frecare în „condiții de lubrifiere hidrodinamică”.

Schema trefilării utilizând scule conice convergente cât și câmpul de viteze sferic se prezintă în figura 2.4.

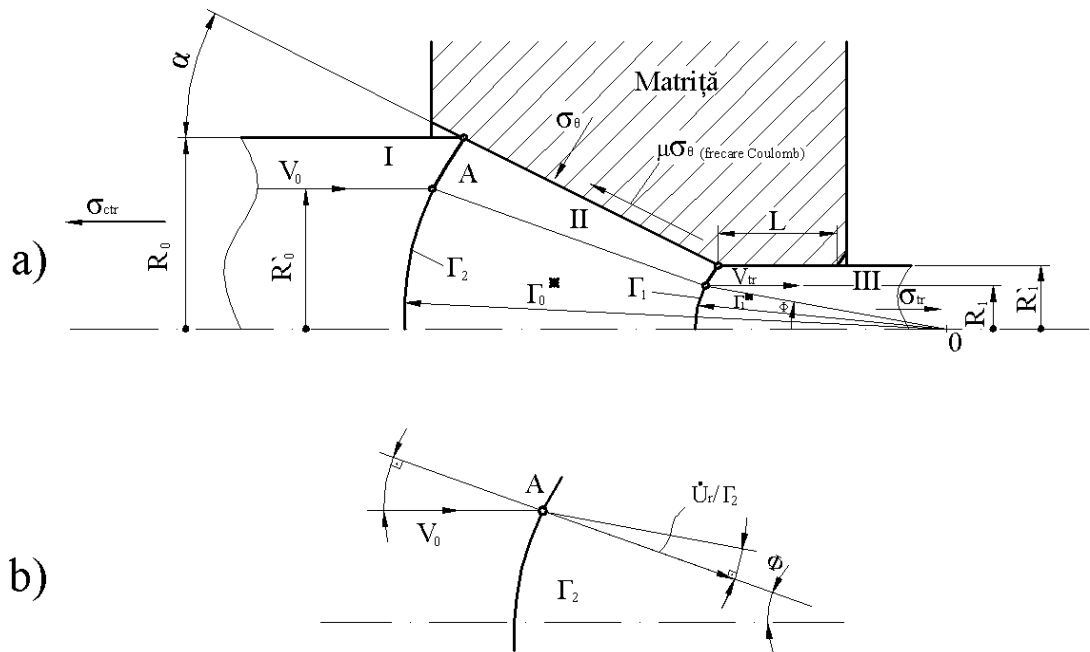


Fig. 2.4. Schema tragerii prin scule conice convergente: a) schema de principiu I și III – zone unde nu se produce deformarea plastică; II – zona de deformare plastică; b) modificarea direcției vitezei v_0 la traversarea suprafeței sferice Γ_2 [3,4].

În figura 2.4. s-a notat cu II – zona de deformare plastică a metalului și cu I și III – zonele în care nu se produce deformarea plastică a metalului.

Cu Γ_1 și Γ_2 s-au notat suprafețele sferice (de discontinuități de viteză) ce separă zona I de zona II precum și zona II de zona I.

Un punct material A din zona rigidă I, la distanța R_0 față de axa principală (de simetrie), se deplasează înspre zona de deformare II cu viteza inițială v_0 până la suprafața sferică Γ_2 . La traversarea suprafeței Γ_2 traiectoria punctului A suferă din nou o schimbare importantă de direcție (fig. 2.4.b).

Odată intrat în zona de deformare, se deplasează într-un flux convergent generalizat de deformare plastică, căpătând la ieșire o viteză accelerată. La traversarea suprafeței sferice Γ_1 , traiectoria punctului material A suferă din nou o modificare importantă de direcție, deplasându-se paralel cu axa de simetrie la viteza de tragere v_{tr} .

În baza legii volumului constant sau a egalității debitului de metal în secțiunile intrare/ieșire (zonele I și III), se poate scrie:

$$\frac{v_{tr}}{v_0} = \left(\frac{R_0}{R_1} \right)^2 \quad (2.1)$$

Prin extensie, punctul A ce traversează zona II (de deformare) se află pe o dreaptă ce intersectează axa de simetrie în punctul O. Distanțele axiale din punctul O la cele două suprafețe sferice Γ_2 și Γ_1 sunt notate cu r_0^* și, respectiv, r_1^* .

Prin analogie se poate scrie că:

$$\frac{r_0^*}{r_1^*} = \frac{R_0}{R_1} = \frac{R_0}{R_1}. \quad (2.2)$$

Cele două suprafețe sferice Γ_1 și Γ_2 sunt suprafețe conjugate, raportate una față de alta prin relația (2.2). Relația (2.2) este deosebit de utilă pentru baza de calcul, mai ales pentru integrările de volum necesare

determinării puterii consumate pentru tragere, unde r_1^* este funcție de unghiul θ .

După cum se observă din figura 2.5., viteza în zona II (de deformare plastică) este orientată înspre vârful O, datorită simetriei cilindrice.

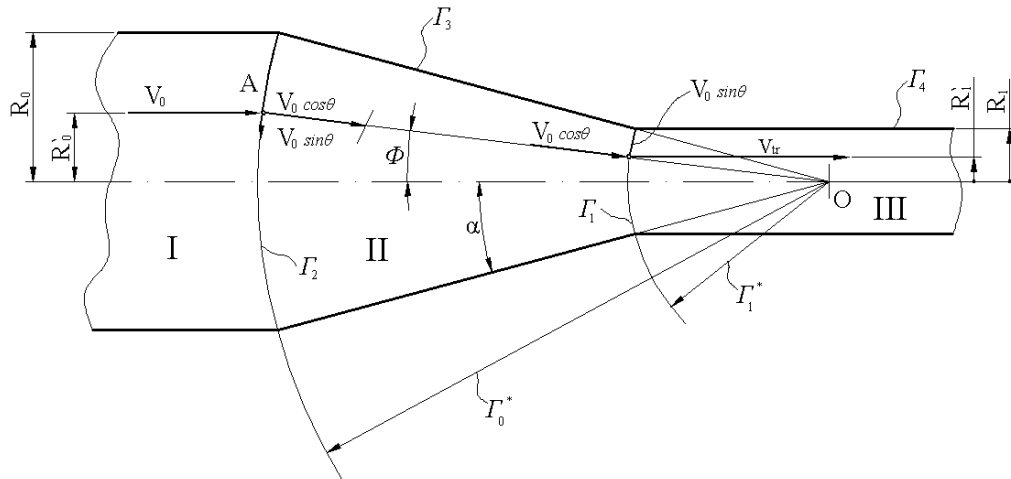


Fig. 2.5. Componentele vitezei în zona de deformare prin tragere a profilului rotund [3, 4].

2.2. Calculul tensiunii relative de tragere din condiția de echilibru static în zona de deformare

Se consideră o secțiune de material din zona de deformare, cu grosimea dx , asupra căreia acționează tensiunile de tragere σ_x și respectiv $\sigma_x + d\sigma_x$ care determină forța axială F_x (fig. 2.6), precum și reacțiunea normală P a matriței asupra materialului care determină componenta axială P_x . Forța de frecare T determină componenta axială T_x . Dacă se consideră frecarea de tip Coulomb (efortul tangențial de frecare este proporțional cu presiunea normală $\tau = f \cdot p$), atunci expresiile componentelor ce acționează în

direcția tragerii și normal pe secțiunea transversală a semifabricatului) F_x , P_x și T_x au următoarele expresii matematice:

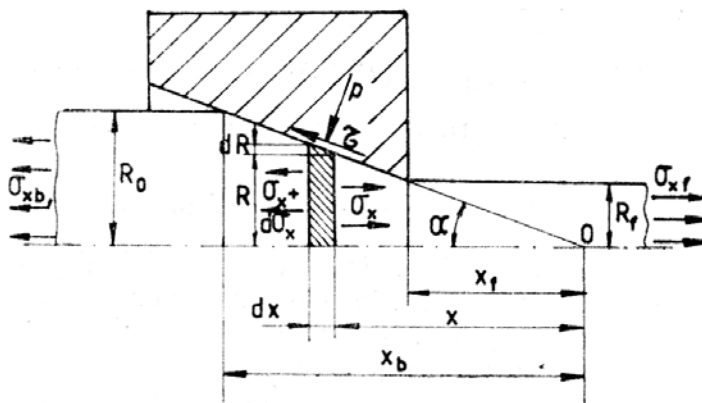


Fig. 2.6. Forțele ce acționează asupra semifabricatului în zona de deformare la tragere-trefilare

$$F_x = (\sigma_x + d\sigma_x) \cdot \pi(R + dR)^2 - \sigma_x \cdot \pi R^2 =$$

$$= \pi R(Rd\sigma_x + 2\sigma_x dR + d\sigma_x dR) + \pi dR(Rd\sigma_x + \sigma_x dR + d\sigma_x dR) \quad (2.3)$$

$$P_x = 2\pi R \left(\frac{dR}{\sin\alpha} \right) \cdot p \cdot \sin\alpha = 2\pi \cdot p \cdot R dR \quad (2.4)$$

$$T_x = 2\pi R \left(\frac{dR}{\sin\alpha} \right) \cdot \tau \cdot \cos\alpha = 2\pi \tau \cdot \operatorname{ctg}\alpha \cdot R dR \quad (2.5)$$

Din echilibrul forțelor după direcția tragerii (axa x) $F_x + P_x + T_x = 0$, neglijând termenii infinit mici de ordinul doi (dR^2 sau $d\sigma_x \cdot dR$) rezultă:

$$Rd\sigma_x + 2\sigma_x dR + 2dR(p + \tau \operatorname{ctg}\alpha) = 0 \quad (2.6)$$

și considerând $\tau = f \cdot p$ avem:

$$Rd\sigma_x + 2\sigma_x dR + 2pdR(1 + f \cdot \operatorname{ctg}\alpha) = 0 \quad (2.7)$$

Dacă admitem că pentru valori mici ale unghiului α , presiunea p acționează aproximativ normal pe direcția tragerii, atunci σ_x și p pot fi considerate tensiuni principale, care, în cazul simetriei cilindrice se află în relația $\sigma_x + p = \sigma_c$. Separând variabilele în ecuația (2.7), avem:

$$\frac{d\sigma_x}{(\sigma_x \cdot fctg\alpha - \sigma_c(1 + fctg\alpha))} = \frac{2dR}{R} \quad (2.8)$$

Integrând ecuația (2.8) rezultă:

$$\frac{1}{fctg\alpha} \cdot \ln[\sigma_x \cdot fctg\alpha - \sigma_c(1 + fctg\alpha)] = 2 \ln(cR) \quad (2.9)$$

Constanta c se determină punând condiția la limită $\sigma_{x/x=xb} = \sigma_{xb}$ (unde σ_{xb} este tensiunea de contratragerie, fig. 2.6).

Așadar, tensiunea relativă σ_x/σ_c care apare în semifabricat la distanța x de vârful geometric la matriței/filierei va fi:

$$\frac{\sigma_x}{\sigma_c} = \left[\frac{1 + fctg\alpha}{fctg\alpha} \right] \cdot \left[1 - \left(\frac{R}{R_o} \right)^{2fctg\alpha} \right] + \frac{\sigma_{xb}}{\sigma_c} \left(\frac{R}{R_o} \right)^{2fctg\alpha} \quad (2.10)$$

Utilizând relația (2.10) se poate determina valoarea tensiunii relative de tragere la ieșirea din matriță/filieră:

$$\frac{\sigma_{xf}}{\sigma_c} = \left[\frac{1 + fctg\alpha}{fctg\alpha} \right] \cdot \left[1 - \left(\frac{R}{R_o} \right)^{2fctg\alpha} \right] + \frac{\sigma_{xb}}{\sigma_c} \left(\frac{R}{R_o} \right)^{2fctg\alpha} \quad (2.11)$$

Relația de calcul (2.11) este însă valabilă numai pentru unghiuri mici ale conului de lucru ale matriței/filierei și nu ține cont de lucrul mecanic corespunzător porțiunii cilindrice de calibrare.

2.3. Calculul tensiunii relative de tragere utilizând bilanțul puterilor

2.3.1. Puterea consumată pentru tragere-trefilare

Puterea totală consumată în procesul deformării plastice prin tragere/trefilare este însumarea a trei componente și anume: puterea consumată pentru deformare (\dot{W}_d), puterea consumată datorită discontinuităților de viteză (\dot{W}_s) și puterea consumată prin frecare (\dot{W}_f). Dacă se aplică și o contragere, atunci din totalul de putere se va scădea puterea corespunzătoare contragerii (\dot{W}_{ctr}), astfel că puterea totală consumată în procesul tragerii/trefilării poate fi scrisă sub forma:

$$\dot{W}_{tot} = \dot{W}_d + \dot{W}_s + \dot{W}_f - \dot{W}_{ctr} \quad (2.12)$$

2.3.1.1. Puterea consumată pentru deformarea plastică

Puterea necesară pentru deformare este [1]:

$$\begin{aligned} \dot{W}_d &= \frac{2}{\sqrt{3}} \sigma_c \int_V \sqrt{\frac{1}{2} \dot{\varepsilon}_{ij} \dot{\varepsilon}_{ji}} dV = \frac{2}{\sqrt{3}} \sigma_c \int_V v_{tr} r_1^{*2} \frac{1}{r^3} \sqrt{3 \cos^2 \theta + \frac{1}{4} \sin^2 \theta} dV \\ &= 2 \sigma_c v_{tr} r_1^{*2} \int_V \frac{1}{r^3} \sqrt{1 - \frac{11}{12} \sin^2 \theta} dV \end{aligned} \quad (2.13)$$

unde volumul elementar $dV = 2\pi r \cdot \sin \theta \cdot r \cdot d\theta \cdot dr$

Prin înlocuirea expresiei dV în relația (2.13) rezultă:

$$\begin{aligned} \dot{W}_d &= 4\pi \sigma_c v_{tr} r_1^{*2} \int_{\theta=0}^{\alpha} \left(\sqrt{1 - \frac{11}{12} \sin^2 \theta} \cdot \sin \theta \int_{r=r_1^*}^{r_0^*} \frac{dr}{r} \right) d\theta = \\ &= 4\pi \sigma_c v_{tr} r_1^{*2} \ln \frac{r_0^*}{r_1^*} \int_{\theta=0}^{\alpha} \sqrt{1 - \frac{11}{12} \sin^2 \theta} \cdot \sin \theta d\theta \end{aligned} \quad (2.14)$$

Efectuând integrarea, rezultă pentru \dot{W}_d expresia:

$$\begin{aligned} \dot{W}_d = & 2\pi\sigma_c v_{tr} r_1^{*2} \left(1 - \cos\alpha \sqrt{1 - \frac{11}{12} \sin^2 \alpha} + \right. \\ & \left. + \frac{1 - \frac{11}{12}}{\sqrt{\frac{11}{12}}} \cdot \ln \frac{1 + \sqrt{\frac{11}{12}}}{\sqrt{\frac{11}{12}} \cos\alpha + \sqrt{1 - \frac{11}{12} \sin^2 \alpha}} \right) \ln \frac{r_0}{r_1^*} \end{aligned} \quad (2.15)$$

În baza relației (2.2), rezultă pentru \dot{W}_d :

$$\dot{W}_d = 2\pi\sigma_c v_{tr} R_1^2 f(\alpha) \ln \frac{R_0}{R_1} \quad (2.16)$$

În relația (2.16), $f(\alpha)$ are expresia:

$$f(\alpha) = \frac{1}{\sin^2 \alpha} \left(1 - \cos\alpha \sqrt{1 - \frac{11}{12} \sin^2 \alpha} + \frac{1}{\sqrt{\frac{11}{12}}} \ln \frac{1 + \sqrt{\frac{11}{12}}}{\sqrt{\frac{11}{12}} \cos\alpha + \sqrt{1 - \left(\frac{11}{12}\right) \sin^2 \alpha}} \right)$$

2.3.1.2. Puterea consumată datorită discontinuităților de viteză

Pierderile de putere cauzate de către discontinuitățile de viteză se înregistrează la traversarea de către material a suprafețelor sferice Γ_1 și Γ_2 (fig. 2.5). În baza debitului de metal constant, cantitatea de metal ce traversează aceste două suprafețe, indiferent dacă se determină cu relația ce descrie câmpul de viteze la dreapta sau la stânga lor, este aceeași.

Puterea consumată prin discontinuitățile de viteză (prin forfecare) are în condițiile tensiunii tangențiale $\tau = \frac{\sigma_c}{\sqrt{3}}$ expresia [1]:

$$\dot{W}_s = \int_{\Gamma_1, \Gamma_2} \tau \Delta v dS = \int_{\Gamma_1} \tau \Delta v_1 dS + \int_{\Gamma_2} \tau \Delta v_2 dS = 4\pi v_{tr} r_1^{*2} \frac{\sigma_c}{\sqrt{3}} \int_{\theta=0}^{\alpha} \sin^2 \theta d\theta \quad (2.17)$$

După integrare rezultă:

$$W_s = \frac{2}{\sqrt{3}} \sigma_c \pi v_{tr} r_1^{*2} (\alpha - \sin \alpha \cdot \cos \alpha) = \frac{2}{\sqrt{3}} \sigma_c \pi v_{tr} R_1^2 \left(\frac{\alpha}{\sin^2 \alpha} - \operatorname{ctg} \alpha \right) \quad (2.18)$$

2.3.1.3. Puterea consumată prin frecare

Pierderile de putere cauzate prin frecare se înregistrează la nivelul suprafețelor Γ_3 (zona conică de deformare) și Γ_4 (zona cilindrică de calibrare de lungime L). De asemenea, se reamintește faptul că frecarea poate fi de „tip Coulomb”, frecare cu “factor de forfecare constant” și frecare în condiții de “lubrifiere hidrodinamică”.

Puterea totală consumată prin frecare este suma pierderilor de putere la nivelul suprafețelor Γ_3 și Γ_4 : $\dot{W}_f = \dot{W}_{s3} + \dot{W}_{s4}$ (2.19)

În ceea ce privește frecarea de contact metal – sculă, aceasta evoluează după legi bine cunoscute și anume [3, 5]:

- *Frecare de tip Coulomb* la care tensiunea tangențială de forfecare este direct proporțională cu tensiunea normală la suprafața de contact:

$$\tau = \mu \sigma_\theta \quad (2.20)$$

în care:

μ - coeficientul de frecare;

σ_θ – tensiunea normală la suprafața de contact;

- *Frecare cu factor de forfecare constant* la care tensiunea tangențială de forfecare este proporțională cu tensiunea tangențială maximă:

$$\tau = m \frac{\sigma_c}{\sqrt{3}} \quad (2.21)$$

în care:

m - este un factor constant de forfecare $0 \leq m \leq 1$ (pentru care $m = 0$ înseamnă lipsa frecării la contactul metal – sculă și $m = 1$ presupune aderență la nivelul sculei);

• *Frecare în condiții de lubrifiere hidrodinamică*, situație în care tensiunea de forfecare se determină în baza relației lui Newton:

$$\tau = \gamma \frac{\Delta v}{h} \quad (2.22)$$

în care:

Δv - discontinuitatea de viteză;

h – grosimea peliculei de lubrifianț;

γ – vâscozitatea lubrifianțului utilizat.

În cazul frecării de tip *Coulomb* pierderile de putere prin frecare la nivelul suprafeței Γ_3 se determină în baza expresiei [1]:

$$\dot{W}_{s_3} = \int_{\Gamma_3} \tau \Delta v_3 dS = 2\pi \mu v_{tr} R_1^2 \operatorname{ctg} \alpha \left(1 - \frac{\sigma_{tr}}{\sigma_c} - \ln \frac{R_0}{R_1} \right) \sigma_c \ln \frac{R_0}{R_1} \quad (2.23)$$

unde $\Delta v_3 = v_f \frac{r_f^2}{r_o^2} \cos \alpha = v_{tr} \frac{R_f^2}{R_o^2} \cos \alpha$, iar $dS = 2\pi \cdot R(dR / \sin \alpha)$

Pierderile de putere prin frecare la nivelul suprafeței Γ_4 se calculează cu relația [1]:

$$\dot{W}_{s_4} = \int_{\Gamma_4} \tau \Delta v_4 dS = 2\pi \mu v_{tr} R_1^2 \frac{L}{R_1} \cdot (\sigma_c - \sigma_{tr}) \quad (2.24)$$

unde $\Delta v_3 = v_f$, iar $dS = 2\pi R dr$

În cazul frecării cu factor de forfecare constant, pierderile prin frecare la nivelul suprafeței Γ_3 se determină cu relația:

$$\begin{aligned}
\dot{W}_{s_3} &= \int_{\Gamma_3} \tau \Delta v_3 dS = \int_{R=R_1}^{R_0} \frac{2\pi R}{\sin \alpha} v_{tr} \left(\frac{R_1}{R} \right)^2 \cos \alpha \cdot m \frac{\sigma_c}{\sqrt{3}} dR = 2 \\
&= \pi v_{tr} R_1^2 \operatorname{ctg} \alpha \cdot m \frac{\sigma_c}{\sqrt{3}} \int_{R=R_1}^{R_0} \frac{dR}{R} = \frac{2}{\sqrt{3}} \sigma_c m \pi v_{tr} R_1^2 \operatorname{ctg} \alpha \cdot \ln \frac{R_0}{R_1}
\end{aligned} \tag{2.25}$$

Pierderile de putere prin frecare la nivelul suprafeței Γ_4 se calculează cu relația:

$$W_{s_4} = \int_{\Gamma_4} \tau \Delta v_4 dS = \frac{2}{\sqrt{3}} \sigma_c m v_{tr} R_1 L \tag{2.26}$$

În cazul frecării în condiții de lubrifiere hidrodinamică pierderile prin frecare la nivelul suprafeței Γ_3 se determină în condiția existenței unei pelicule (film) de lubrifianț între metal și sculă. Se consideră că viteza peliculei de lubrifianț ce aderă la suprafața sculei de tragere este nulă, iar viteza stratului ce aderă la nivelul semifabricatului tras este orientată spre vârful conului de tragere (O), putând fi calculată cu relația:

$$v = v_{tr} \cdot r_1^{*2} \cdot \frac{\cos \alpha}{r^2} \tag{2.27}$$

Viteza medie are expresia:

$$v' = \frac{1}{2} v_{tr} \cdot r_1^{*2} \cdot \frac{\cos \alpha}{r^2} \tag{2.28}$$

Viteza volumică (debitul) \dot{V} a unui inel de rază $R = r \cdot \sin \alpha$ și de grosime h , se determină cu relația:

$$\dot{V} = 2\pi r \sin \alpha \cdot h v' = \pi v_{tr} r_1^{*2} \sin \alpha \cdot \cos \alpha \frac{h}{r} \tag{2.29}$$

Grosimea peliculei de lubrifianț (h_1) la ieșirea din zona de deformare (II) se poate determina pe baza expresiei:

$$h_1 = \frac{h_1'}{\cos \alpha} \quad (2.30)$$

în care:

h_1' - este grosimea peliculei de lubrifiant pe produsul tras, imediat la ieșirea din zona de calibrare a sculei.

Grosimea peliculei de lubrifiant (h) în zona de calibrare (III) este dată de relația:

$$h = h_1 \cdot \frac{r}{r_1^*} = \frac{h_1'}{\cos \alpha} \cdot \frac{r}{r_1^*} \quad (2.31)$$

Pierderile de putere prin frecare la nivelul suprafeței Γ_3 se determină în baza expresiei [1]:

$$\begin{aligned} \dot{W}_{\Gamma_3} &= \int_{\Gamma_3} \tau \Delta v_3 \, dS = \int_{R=R_1}^{R_0} \gamma \frac{\left[v_{tr} \left(\frac{R_1}{R} \right)^2 \cdot \cos \alpha \right]^2}{\frac{R}{R_1} \cdot \frac{h_1'}{\cos \alpha}} \cdot 2\pi R \frac{dR}{\sin \alpha} = \\ &= 2\pi R v_{tr} R_1^5 \frac{\operatorname{ctg} \alpha}{h_1'} \cos^2 \alpha \int_{R=R_1}^{R_0} \gamma \frac{dR}{R^4} = 2\pi R v_{tr}^2 R_1^2 \frac{\operatorname{ctg} \alpha}{h_1'} \cos^2 \alpha \cdot \gamma \left(1 - \frac{1}{3} \cdot \frac{1}{R^3} \right) \quad (2.32) \\ &= \frac{2}{3} \pi v_{tr}^2 R_1^2 \operatorname{ctg} \alpha \cdot \cos^2 \alpha \cdot \frac{\gamma}{h_1'} \left[1 - \left(\frac{R_1}{R_0} \right)^3 \right] \end{aligned}$$

Pierderile de putere prin frecare la nivelul suprafeței Γ_4 se calculează cu relația:

$$\dot{W}_{\Gamma_4} = 2\pi R_1^2 v_{tr}^2 \cdot \frac{L}{R_1} \cdot \frac{\gamma}{h_1'} \quad (2.33)$$

2.3.2. Tensiunea relativă de tragere

Tensiunea relativă de tragere σ_{tr}/σ_c poate fi determinată din bilanțul de putere, în funcție de cele trei tipuri de frecare din timpul tragerii (rel. 2.12) prin simplificarea cu factorul comun $2\sigma_c\pi R_l^2 v_{tr}$:

- frecare de tip Coulomb:

$$\frac{\sigma_{tr}}{\sigma_c} = \frac{\left\{ \frac{\sigma_{ctr}}{\sigma_c} + 2f(\alpha) \ln \frac{R_0}{R_l} + \frac{2}{\sqrt{3}} \left(\frac{\alpha}{\sin^2 \alpha} - \text{ctg} \alpha \right) + 2\mu \left[\text{ctg} \alpha \left(1 - \frac{\sigma_{ctr}}{\sigma_c} \right) - \ln \frac{R_0}{R_l} \right] \ln \frac{R_0}{R_l} + \frac{L}{R_l} \right\}}{[1 + 2\mu(L+R)]} \quad (2.34)$$

- frecare cu factor de forfecare constant:

$$\frac{\sigma_{tr}}{\sigma_c} = \frac{\sigma_{ctr}}{\sigma_c} + 2f(\alpha) \ln \frac{R_0}{R_l} + \frac{2}{\sqrt{3}} \left[\frac{\alpha}{\sin^2 \alpha} - \text{ctg} \alpha + m \left(\text{ctg} \alpha \cdot \ln \frac{R_0}{R_l} + \frac{L}{R_l} \right) \right] \quad (2.35)$$

- frecarea cu lubrifiere hidrodinamică:

$$\begin{aligned} \frac{\sigma_{tr}}{\sigma_c} = & \frac{\sigma_{ctr}}{\sigma_c} + 2f(\alpha) \ln \frac{R_0}{R_l - h_l} + \frac{2}{\sqrt{3}} \left(\frac{\alpha}{\sin^2 \alpha} - \text{ctg} \alpha \right) + \\ & + \frac{2v_{tr}\gamma}{h_l\sigma_c} \left\{ \text{ctg} \alpha \cdot \frac{\cos^2 \alpha}{3} \left[1 - \frac{(R_l - h_l)^2}{R_0^2} \right] + \frac{L}{R_l - \varepsilon} \right\} \end{aligned} \quad (2.36)$$

Pentru tensiunea relativă de tragere σ_{tr}/σ_c se poate găsi o valoare optimă, dependentă de grosimea peliculei h_l de lubrifianț. Acest lucru poate fi motivat astfel: dacă h_l are valori foarte mici – cresc pierderile prin frecare în procesul tragerii, iar dacă h_l are valori mari – crește reducerea de secțiune a produsului tras și, respectiv, puterea consumată prin deformare. Efectuând derivata de ordinul întâi și neglijând infiniții mici de rang superior, după reordonarea expresiei se obține:

$$\frac{\partial \left(\frac{\sigma_{tr}}{\sigma_c} \right)}{\partial \left(\frac{h_1}{R_1} \right)} = 0 = 2f(\alpha) - 2 \frac{v_{tr}\gamma}{\frac{h_1}{R_1} R_1 \sigma_c} \cdot \frac{ctg\alpha \cdot \cos^2 \alpha}{3} \left[1 - \left(\frac{R_1}{R_0} \right)^3 + \frac{L}{R_1} \right] \quad (2.37)$$

Astfel că pentru h_1/R_1 rezultă expresia:

$$\frac{h_1}{R_1} = \sqrt{\frac{v_{tr}\gamma}{R_1 \sigma_c} \cdot \frac{1}{f(\alpha)} \left\{ \frac{ctg\alpha \cdot \cos^2 \alpha}{3} \left[1 - \left(\frac{R_1}{R_0} \right)^3 + \frac{L}{R_1} \right] \right\}} \quad (2.38)$$

În condițiile descrise rezultă pentru tensiunea relativă de tragere σ_{tr}/σ_c expresia:

$$\begin{aligned} \frac{\sigma_{tr}}{\sigma_c} &= \frac{\sigma_{ctr}}{\sigma_c} + 2f(\alpha) \ln \frac{R_0}{R_1} + \frac{2}{\sqrt{3}} \left(\frac{\alpha}{\sin^2 \alpha} - ctg\alpha \right) + \\ &+ 2 \frac{v_{tr}\gamma}{R_1 \sigma_c} \left[ctg\alpha \cdot \cos^2 \alpha \left(\frac{R_1}{R_0} \right)^3 + \frac{L}{R_1} \right] + \\ &+ 2 \sqrt{\frac{v_{tr}\gamma}{R_1 \sigma_c} f(\alpha) \left\{ \frac{ctg\alpha \cdot \cos^2 \alpha}{3} \left[1 - \left(\frac{R_1}{R_0} \right)^3 + \frac{L}{R_1} \right] \right\}} \end{aligned} \quad (2.39)$$

2.3.3. Determinarea analitică a unghiului optim al filierei

Unghiul optim al filierei corespunde tensiunii relative de tragere minime. Din punct de vedere analitic acesta corespunde rădăcinii primei derivate a funcției $\sigma_{tr}/\sigma_c = f(\alpha)$:

$$\frac{\partial}{\partial \alpha} \left(\frac{\sigma_{tr}}{\sigma_c} \right) = 0 \quad (2.40)$$

În cazul *frecării cu factor de forfecare constant*, α_{opt} are expresia:

$$\alpha_{opt} \cong \sqrt{\frac{3}{2} m \ln \frac{R_0}{R_1}} \quad (2.41)$$

În cazul *frecării de tip Coulomb*, acesta este definit de relația:

$$\alpha_{opt} \cong \sqrt{\frac{3\sqrt{3}}{2} \cdot \mu \cdot \left(1 - \frac{\sigma_{ctr}}{\sigma_c} - \ln \frac{R_0}{R_1}\right) \cdot \ln \frac{R_0}{R_1}} \quad (2.42)$$

2.3.4. Deformația admisibilă la trefilare

Reducerea maximă a secțiunii este limitată de faptul că tensiunea de tragere (σ_{tr}) nu poate depăși limita de curgere a materialului (σ_c), luând în considerare și ecruisarea acumulată până la trecerea respectivă, adică [1, 2]:

$$\frac{\sigma_{tr}}{\sigma_c} \leq 1 \quad (2.43)$$

În ipoteza că $\frac{\sigma_{tr}}{\sigma_c} > 1$ ar însemna ca produsul tras să nu-și mai păstreze forma

și dimensiunile la ieșirea din zona de deformare, cu riscul ruperii acestuia atunci când (σ_c) cu ecruisarea dobândită ar depăși ca valoare tensiunea de rupere (σ_r). Luând în considerare relația (64) și condiția impusă pentru tensiunea relativă de tragere, expresia (73), prin efectuarea unor calcule matematice specifice, se obține pentru reducerea maximă de secțiune:

$$\frac{R_0}{R_1} \Big|_{\max} = \exp \left[\frac{1 - \frac{\sigma_{ctr}}{\sigma_c} - \frac{2}{\sqrt{3}} \left(\frac{\alpha}{\sin^2 \alpha} - \operatorname{ctg} \alpha + m \frac{L}{R_1} \right) - \frac{1}{2} \cdot \frac{\rho}{g \sigma_c} v_{tr}^2}{2 \left[f(\alpha) + \frac{m}{\sqrt{3}} \operatorname{ctg} \alpha \right]} \right] \quad (2.44)$$

Reprezentarea grafică a reducerii maxime de secțiune, $r_{\max} = f(\alpha)$ sau

$\left. \frac{R_0}{R_l} \right| = f(\alpha)$, cu neglijarea forțelor de inerție, are alura reprezentată în

fig. 2.7. Se observă din fig.2.7 că atunci când semiunghiul deschiderii filierei de tragere (α) este nul sau $\approx 70^\circ$, nici o reducere de secțiune nu este posibilă pentru orice valoare a lui m . Curbele de variație $r_{\max} = f(\alpha)$ încep cu

reducerea nulă atunci când $\left. \frac{R_0}{R_l} \right| = 1$ și $\alpha = 0^\circ$, în creștere progresivă, odată

cu majorarea lui α . Maximul posibil de reducere a secțiunii se obține pentru câteva valori ale unghiului α , devenind nul pentru $\alpha \approx 63^\circ$. În absența frecării ($m = 0$) maximul curbei este pentru $\alpha = 0^\circ$, întrucât reducerea maximă posibilă de secțiune este:

$$r_{\max} = \left. \frac{R_0}{R_l} \right|_{\max} = \left. \frac{R_0}{R_l} \right|_{ideal} = e^{\frac{1}{2}} \approx 1,65 \quad (2.45)$$

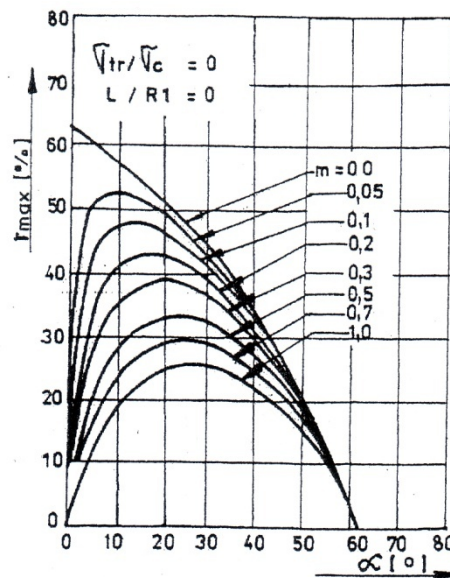


Fig. 2.7. Reducerea maximă posibilă a secțiunii în funcție de semiunghiul α și de factorul de forfecare m [1]

Din punct de vedere tehnologic, deformația admisibilă la trefilare este caracterizată de așa numitul coeficient de siguranță al tragerii (c_{str}), definit

de relația:
$$c_{str} = \frac{S_1 \cdot \sigma_r}{F_{tr}}$$

2.4. Determinarea tensiunii de tragere la prelucrarea țevelor fără ghidaj interior (tragere la gol)

Determinarea tensiunii de tragere ia în considerare geometria zonei de deformare prezentată în figura 2.7, [1]. De asemenea, se definesc suprafețele sferice Γ_1 și Γ_2 ce mărginesc zona de deformare a țevii semifabricat, similar ca în cazul trefilării sârmelor și tragerii barelor. Peretele interior al țevii este definit de unghiul α_i , care permite și o evaluare a variației grosimii de perete prin tragere, parametru de optimizare a efortului unitar.

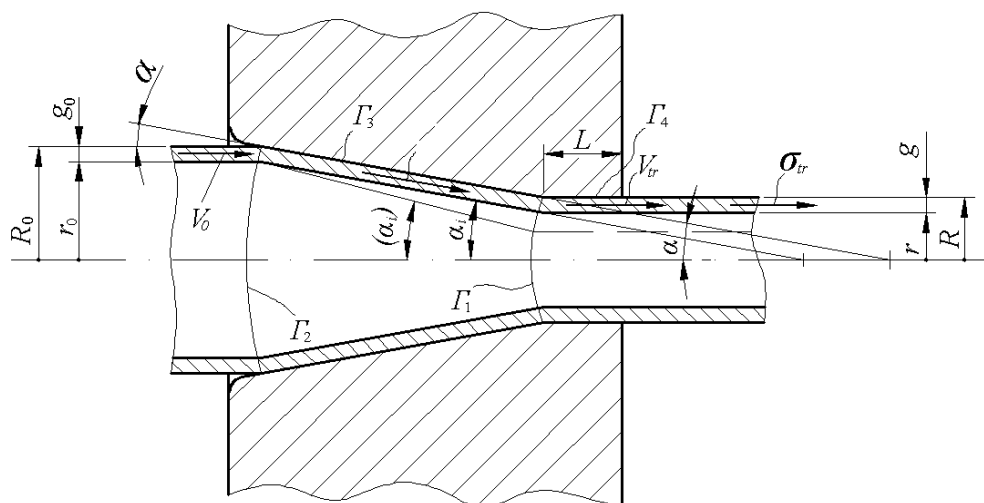


Fig. 2.7. Geometria și dimensiunile țevii în zona de deformare la procesarea țevelor prin tragerea la gol [1].

Modalitatea de calcul a tensiunii relative de tragere (σ_{tr}/σ_c) ia în discuție faptul că, pentru procesarea țevii semifabricat – definită de dimensiunile radiale R_0 și r_0 , necesare obținerii țevii produs finit cu

dimensiunile radiale R și r , este necesară o anumită forță, echivalentă tragerii unei bare de secțiune plină (rotundă) de la R_0 la R , din care se scade apoi forța necesară pentru tragerea miezului interior (de la r_0 la r), fără a se mai lua în considerare pentru acestea pierderile prin frecare, astfel:

$$\begin{aligned} \frac{\sigma_{tr}}{\sigma_c} &= \frac{F_{bară} - F_{miez}}{\sigma_c (R^2 - r^2)} = \\ &= \frac{\pi R^2 \sigma_{tr}|_{bară} + \pi R_0^2 \sigma_{ctr} - \pi r^2 \sigma_{tr}|_{miez} - \pi r_0^2 \sigma_{tr}}{\sigma_c \pi R^2 \left[1 - \left(\frac{r}{R} \right)^2 \right]} \quad (2.12) \\ &= \frac{\frac{\sigma_{tr}}{\sigma_c}|_{bară} - \left(\frac{r}{R} \right)^2 \cdot \frac{\sigma_{tr}}{\sigma_c}|_{miez} + \frac{\sigma_{ctr}}{\sigma_c} \left(\frac{R_0}{R} \right)^2 \cdot \left[1 - \left(\frac{r_0}{R_0} \right)^2 \right]}{1 - \left(\frac{r}{R} \right)^2} \end{aligned}$$

Înlocuind în expresia (2.12) relațiile ce definesc tensiunile relative de tragere pentru bară și, respectiv, pentru miez se obține:

$$\begin{aligned} \frac{\sigma_{tr}}{\sigma_c} &= \frac{1}{1 - \left(\frac{r}{R} \right)^2} \cdot \left\{ \sqrt{3} f(\alpha) \cdot \ln \frac{R_0}{R} + \left(\frac{\alpha}{\sin^2 \alpha} - ctg \alpha \right) + m \left(ctg \alpha \cdot \ln \frac{R_0}{R} + \frac{L}{R} \right) - \right. \\ &- \left. \left(\frac{r}{R} \right)^2 \left[\sqrt{3} f(\alpha) \cdot \ln \left(\frac{r_0}{R_0} \cdot \frac{R_0}{R} \cdot \frac{R}{r} \right) + \left(\frac{\alpha}{\sin^2 \alpha_i} - ctg \alpha_i \right) \right] \right\} \\ &+ \frac{\sigma_{tr}}{\sigma_c} \left(\frac{R_0}{R} \right)^2 \cdot \left[1 - \left(\frac{r_0}{R_0} \right)^2 \right] \quad (2.13) \end{aligned}$$

Raportul dintre r/R ce prezintă informații privind grosimea de perete la ieșirea țevii din matriță, se poate determina cu relația (2.14) ca o funcție de deschiderea α_i :

$$\frac{r}{R} = \frac{R_0}{R} \cdot \frac{\operatorname{tg} \alpha_i \sqrt{\left(\frac{R}{R_0}\right)^2 \cdot \frac{1 + \operatorname{tg}^2 \alpha_i}{\sin^2 \alpha} - M^2 - A}}{1 + \operatorname{tg}^2 \alpha_i}, \quad (2.14)$$

în care cu M s-a notat expresia:

$$M = \frac{\operatorname{tg} \alpha_i}{\operatorname{tg} \alpha} + \left(1 - \frac{r_0}{R_0}\right) \cdot \operatorname{tg} \alpha_i \cdot \operatorname{tg} \left\{ \arcsin \left[\left(1 + \frac{r_0}{R_0}\right) \cdot \frac{\sin \alpha}{2} \right] \right\} - \frac{r_0}{R_0}. \quad (2.15)$$

Pentru determinarea valorii $\alpha_{i_{opt}}$ se pune condiția de minimizare a tensiunii de tragere:

$$\alpha_{i_{opt}} = \frac{\partial}{\partial \alpha_i} \cdot (\sigma_{tr}) = 0. \quad (2.16)$$

De asemenea, o altă posibilitate, de a cunoaște valoarea lui $\alpha_{i_{opt}}$ o reprezintă utilizarea relațiilor (2.13) și (2.14) – de determinare efectivă a deschiderii $\alpha_{i_{opt}}$, ceilalți parametri tehnologici din procesul tragerii fiind constanți. Acest lucru presupune, printre altele, găsirea combinației pentru $\alpha_{i_{opt}} = f(\alpha_{op} / \text{matrița})$ în dependența de grosime de perete pentru țeava finit procesată. Reducerea maximă admisibilă se poate, de asemenea, determina punând condiția $\alpha_{tr} = \alpha_c$ în rezolvarea relației (2.13).

2.5. Relații empirice de determinare a forței și puterii la tragere

Pentru o evaluare rapidă a forței în procesele de deformare plastică prin tragere, deseori, în practică se apelează la relații empirice de calcul.

Pentru trefilarea sârmelor și tragerea barelor de secțiune rotundă se poate utiliza relația lui Gavrilenco (2.17) sau a lui Perlin (2.18) [3, 4]:

$$F_{tri} = \alpha_{cmi} \cdot s(\lambda_i - 1) \cdot S_i \text{ [daN]}; \quad (2.17)$$

$$F_{tri} = \alpha_{cmi} \cdot S_i \left[\ln \left(\frac{S_{i-1}}{S_i} \right) \right] (1 + \mu \cdot \operatorname{ctg} \alpha) \text{ [daN]}. \quad (2.18)$$

Pentru tragerea țevelor se pot utiliza relațiile lui Emelianenko și Alșevski [1]:

– țevi cu pereți subțiri, tragere la gol:

$$F_{tri} = \sigma_{cmi} \cdot S_i \cdot \delta_i \cdot k_i \quad [daN]; \quad (2.19)$$

– țevi cu pereți groși, tragere la gol:

$$F_{tri} = 1,2 \cdot \sigma_{cmi} \cdot S_i \cdot \delta_i \cdot k_1 \quad [daN]; \quad (2.20)$$

– tragere pe dop susținut:

$$F_{tri} = 1,05 \cdot \sigma_{cmi} \cdot S_i \cdot \delta_i \cdot k_2 \quad [daN]; \quad (2.21)$$

– tragere pe dorn:

$$F_{tri} = 1,75 \cdot \sigma_{cmi} \cdot S_i \cdot \delta_i \cdot k_3 \quad [daN]; \quad (2.22)$$

cu notațiile:

S_i și S_{i-1} - secțiunile după și înainte de trecerea „i”;

σ_{cmi} - media aritmetică pentru limita de curgere înainte și după trecere „i”;

s - expresia $s = (1 + \mu \cdot \text{ctg} \alpha)$, în care:

μ - coeficientul de frecare (de tip Coulomb);

α - semiunghiul deschiderii conicității filierei sau matriței;

λ_i - alungirea $\lambda_i = \frac{S_{i-1}}{S_i}$;

δ_i - reducerea de secțiune, $\delta_i = 100 \left[1 - \left(\frac{1}{\lambda_i} \right) \right]$;

k_1 , k_2 și k_3 - parametrii definiți de următoarele relații:

$$k_1 = \frac{(\text{tg} \alpha + \mu)}{(1 - \mu \cdot \text{tg} \alpha) \text{tg} \alpha}, \quad k_2 = k_1 + \left(\frac{\mu}{\text{tg} \alpha} \right), \quad k_3 = k_1 - a_1 \left(\frac{\mu}{\text{tg} \alpha} \right),$$

în care:

$$a_1 = \frac{(D_i - 2g_i)}{(D_i - g_i)} = 0,89 \dots 0,90;$$

D_i și g_i - diametrul și, respectiv, grosimea de perete după trecerea „i”.

Valorile pentru σ_{cmi} se consideră în $[daN/mm^2]$, pentru S_i și S_{i-1} în $[mm^2]$ iar α în grade. Odată cunoscută mărimea forței de tragere F_{tri} , determinată fie pe cale analitică sau pe cale experimentală, utilizând doze tensometrice, se poate determina și lucrul mecanic util de deformare (L_{di}):

$$L_{di} = F_{tri} \cdot L_i, \quad (2.23)$$

în care L_i - lungimea produsului procesat.

De asemenea, lucrul mecanic de deformare mai poate fi determinat și cu relația:

$$L_{di} = V_i \cdot \sigma_{cmi} \cdot \ln \frac{S_{i-1}}{S_i}. \quad (2.24)$$

Dacă se ține seama de pierderile prin frecare exterioară la contactul metal-sculă (L_{fi}) și de pierderile interioare (L_i) se poate determina lucrul mecanic total consumat în procesul tragerii:

$$L_{ti} = L_{di} + L_{fi} + L_i = V_i \cdot \sigma_{cmi} \left\{ \ln \left(\frac{S_{i-1}}{S_i} \right) \cdot \left[1 + \left(\frac{\mu}{\alpha} \right) \right] + 0,77 \cdot \alpha \right\} [daN \cdot m]. \quad (2.25)$$

În aceste condiții se poate determina și puterea necesară în procesul de deformare plastică prin tragere (P_{ti}):

$$P_{ti} = \frac{L_{ti}}{t} = F_{tri} \cdot \frac{L_i}{t} = F_{tri} \cdot \frac{v}{102} [kW], \text{ în care:} \quad (2.26)$$

F_{tri} - se consideră în $[daN]$;

t - timpul în $[s]$;

v_{tri} - viteza în $[m/s]$.

Puterea reală necesară în procesul tragerii (P_{ri}) se determină luându-se în considerare randamentul total al tragerii (η_t).

Randamentul total al tragerii este produsul dintre randamentul deformării ($\eta_d = 0,75...0,90$) și randamentul transmisiei utilajului de tras sau al mașinilor de trefilat ($\eta_{tr} = 0,85...0,95$).

$$P_{ri} = \frac{L_{ti}}{\eta_t} = F_{tri} \cdot \frac{v_{tri}}{102 \cdot \eta_t} [kW] \quad (2.27)$$

Consumul specific de energie pentru tragere W_i se poate evalua cu ajutorul relației:

$$W_i = \frac{P_{ri}}{P_s} [kW/t], \quad (2.28)$$

în care P_s este producția specifică a utilajului de tras sau mașinilor de trefilat în $[t/h]$.

3. FACTORI CARE INFLUENȚEAZĂ PROCESUL DE TRAGERE-TREFILARE

Procesul de tragere-trefilare este un proces tehnologic complex și ca atare dependent de o serie de factori care țin de natura, compoziția și structura materialului, geometria, materialul și uzura sculelor de deformare [6], lubrifierea [7], temperatura și gradul de deformare [8, 9], viteza de tragere [9] etc. Factorii menționați influențează parametrii de forță ai tragerii, schema de lucru, uzura sculelor de deformare, calitatea și precizia dimensională a produselor finite obținute.

3.1. Influența compoziției chimice a semifabricatului

În general, în procesele de deformare plastică, influențează atât elementele de compoziție chimică de bază – de aliere cât și cele însoțitoare – ce rămân într-un anumit procentaj, determinate de procedeul de elaborare.

Carbonul conduce la creșterea caracteristicilor mecanice de rezistență și scăderea celor de plasticitate, odată cu creșterea procentuală a acestuia în oțelurile ce se trag (trefilează). În figura 3.1. se prezintă modificarea rezistenței medii la rupere (R_m) cât și a caracteristicilor mecanice de plasticitate, exprimate prin reziliența la rupere (Z), alungirea (A_{10}), numărul de răsuciri (n_r) și numărul de îndoiri alternante (n_i) [1, 2].

La oțelurile cu procentaje medii și ridicate de carbon, odată cu creșterea gradului de deformare plastică pe trecere, în tehnologia tragerii, ecruisarea devine liniar crescătoare – ceea ce înseamnă majorarea forței de tragere, figura 3.2.

Tragerea țevelor din oțeluri ecruisabile prin deformare plastică la rece conduce, în același timp, și la o uzură accentuată a sculelor de tragere (a matrițelor).

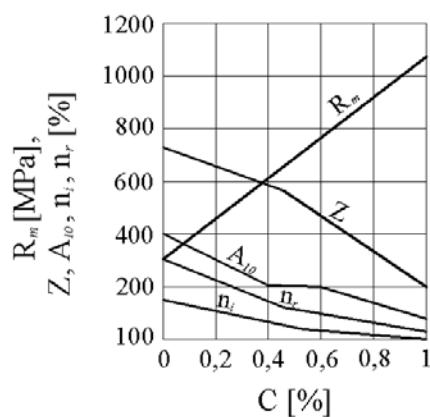


Fig. 3.1. Variația caracteristicilor mecanice de rezistență și de plasticitate la trefilarea unei sârme de oțel Ø5,20 mm în funcție de procentajul de carbon [1].

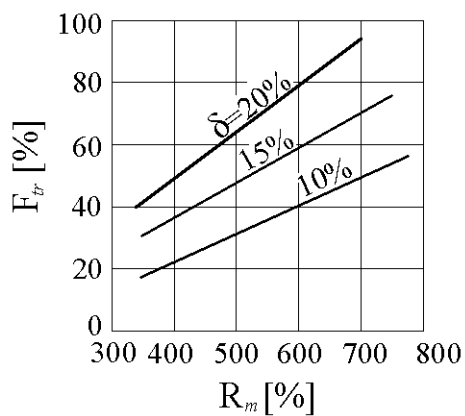


Fig. 3.2. Variația forței medii de tragere (F_{tr}), în tehnologia trefilării sârmelor, în funcție de rezistența la rupere (R_m), odată cu creșterea gradului de deformare plastică (δ) [1].

Manganul are, de asemenea, acțiune negativă în tehnologia tragerii țevelor de oțel. Aceasta deoarece, odată cu majorarea conținutului de mangan, crește ecruisarea, implicit rezistența opusă de metal în procesul deformării plastice prin tragere.

Pentru exemplificare în figura 3.3. se prezintă reducerea numărului de îndoiri, pentru sârme trefilate din oțel, $\varnothing=3,0$ mm cu conținutul de carbon de 0,65%, cu reducerea totală a secțiunii (δ_{tot}) de circa 75% (inițial patentată în băi de plumb la 450, 500 și 550°C).

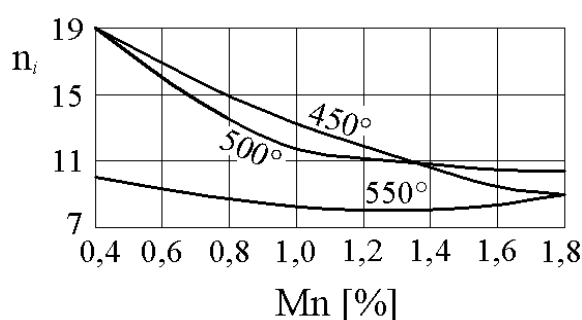


Fig. 3.3. Influența conținutului de mangan asupra caracteristicilor de plasticitate, exprimate prin numărul de îndoiri alternante până la rupere (n_i) pentru sârme de oțel cu circa 0,65% C trefilate cu $\delta_{tot} = 75\%C$, inițial patentate în băi de plumb la 450, 500 și 550°C [1].

Siliciul contribuie în foarte mică măsură la creșterea ecruisării în țevele de oțel trefilate. Siliciul crește însă limita de elasticitate a oțelului având, din acest punct de vedere, efecte pozitive mai ales în cazul trefilării sârmelor de oțel pentru arcuri.

Dacă însă siliciul se găsește în matricea metalică sub formă de aglomerări de oxizi, acestea conduc la uzură exagerată a sculelor de tragere și calitate redusă a suprafețelor țevelor trase.

Cromul ca element de aliere conduce la creșterea rezistenței la deformarea plastică și din acest punct de vedere, influențează negativ procesul deformării plastice prin tragere.

Vanadiul în procentaje relativ mici influențează mai puțin ecruisarea și, în egală măsură, rezistența opusă de metal la procesarea prin tragere.

Sulfur, care se găsește doar ca element însoțitor în oțeluri (particularitate în acest sens prezentând doar oțelurile pentru automate), nu influențează în mod deosebit procesul tragerii. Micșorează însă, în cazul oțelurilor pentru automate, rezistența la coroziune și influențează, de asemenea, negativ procesele de acoperiri de suprafață cum ar fi zincarea și stanarea.

Sulfur, care se găsește doar ca element însoțitor în oțeluri (particularitate în acest sens prezentând doar oțelurile pentru automate), nu influențează în mod deosebit procesul tragerii. Micșorează însă, în cazul oțelurilor pentru automate, rezistența la coroziune și influențează, de asemenea, negativ procesele de acoperiri de suprafață cum ar fi zincarea și stanarea.

Fosforul, ca element însoțitor în oțeluri, nu influențează sensibil procesele de deformare plastică prin tragere.

Cuprul, ca element de aliere, este introdus în oțeluri cu scopul de a crește rezistența la coroziune (0,2÷0,4%Cu) și nu are influență asupra tragerii. În oțelurile cu procentaje de carbon duce la micșorarea vitezei de patentare.

Aluminiul, provenit din procesul de elaborare a oțelului, se găsește sub formă de incluziuni (Al_2O_3) răspândite neuniform în matricea de bază a oțelului. Aluminiul se folosește și ca dezoxidant, situație când conduce la

obținerea unei granulații fine. Ca restricție în procesele de tragere, este cazul procesării sârmelor de oțel cu $\varnothing < 0,7$ mm la care nu se recomandă dezoxidarea cu aluminiu.

Oxigenul se găsește, în general, în oțeluri sub formă de oxizi: FeO, SiO₂, Al₂O₃, MnO care conduc, în general, la uzura prematură a filierelor și a matrițelor.

Incluziunilor de FeO li se dă o importanță aparte în cazul sârmelor de oțel pentru linii aeriene de telecomunicații, deoarece conduce la micșorarea conductibilității electrice a acestora. De asemenea, FeO micșorează reziliența și poate conduce la intensificarea proceselor de coroziune și de îmbătrânire a oțelurilor.

Hidrogenul, în calitatea sa de element însoțitor în oțeluri (procentaje foarte mici), nu influențează procesul de deformare plastică prin tragere.

Influențează, însă, în mod deosebit hidrogenul degajat în timpul decapării sârmelor semifabricat, deoarece dizolvat în oțel duce la așa numita „fragilitate de decapare a oțelurilor” conducând la micșorarea numărului de îndoiri și de răsuciri pentru produsele astfel procesate, figura 3.4.

Incluziunile nemetalice prezente în oțeluri conduc la micșorarea plasticității cu atât mai mult cu cât există în procentaje mai mari. De asemenea, pentru produsele trase, micșorează sensibil caracteristicile mecanice de livrare către beneficiar.

Structura cristalografică a semifabricatului influențează, de asemenea, procesul de tragere, însă după cum este cunoscut aceasta este dependentă de compoziția chimică. De preferat în procesul tragerii este structura cu cristale

fine în raport de o structură cu cristale grosolane.

Structurile ce se deformează bine prin tragere sunt: ferita, austenita, sorbită și, în cazuri cu totul particulare, perlita de granulatie fină. Nu se pot deforma prin tragere oțelurile cu structură perlitică grosolană și cu rețea de cementită (secundară).

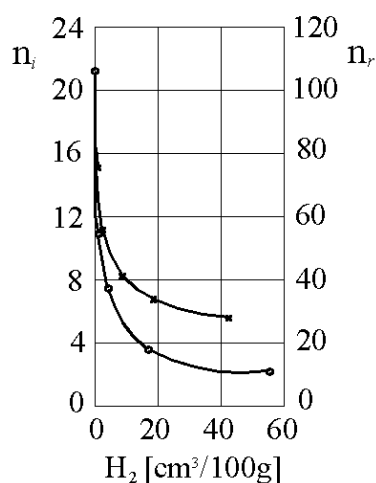


Fig. 3.4. Variația numărului de îndoiri (n_i) și de răsuciri (n_r) pentru sârme de oțel cu 0,04 %C în funcție de cantitatea de hidrogen difuzată [3]

3.2. Influența unor factori tehnologici în procesul tragerii

Se iau în discuție, la acest paragraf, influența celor mai importanți factori tehnologici, și anume: gradul de deformare plastică, viteza de tragere, temperatura de tragere, forma secțiunii transversale a semifabricatului și rotirea sculei de tragere.

3.2.1. Influența gradului de deformare plastică

După cum este cunoscut, între gradul de deformare plastică și tensiunea de tragere există o dependență de strictă proporționalitate.

În general, în procesele de deformare plastică prin tragere nu se recomandă grade mici de deformare plastică pe trecere, la o tragere $\delta < 5 \div 6\%$. Aceasta deoarece, pe lângă creșterea neuniformității deformației în produsele astfel procesate, la tratamentul termic de recoacere se obțin structuri cu cristale grosolane.

Valoarea minimă admisă a gradului de deformare plastică pe trecere poate fi determinată în baza relației lui Gubkin [4] :

$$\frac{d_1}{d_0} = \frac{5 + \cos \alpha - \sin \alpha}{5 + \cos \alpha + \sin \alpha} \quad (3.1)$$

De asemenea, gradul maxim de deformare plastică pe trecere este limitat de calitatea și de starea materialului metalic ce se procesează, evitându-se supratragerea. În general, în practica industrială, o condiție care impune limitarea gradului maxim admisibil de deformare plastică este raportul $\frac{\sigma_{tr}}{R_m}$, și anume: $\frac{\sigma_{tr}}{R_m} \leq 0,75$, în care σ_{tr} este tensiunea de tragere, iar R_m - este valoarea medie a rezistenței la rupere pentru produsele trase.

Reducerea maximă totală posibilă între două tratamente termice de refacere a structurii este dependentă de caracteristicile de plasticitate ale metalului ce se procesează, de calitatea sculelor și lubrifianului utilizat, de condițiile de livrare impuse produselor trase etc.

În general, se cunosc patru scheme posibile de reducere a secțiunii, în procesele de trefilare a sârmelor de oțel, fig. 3.5.

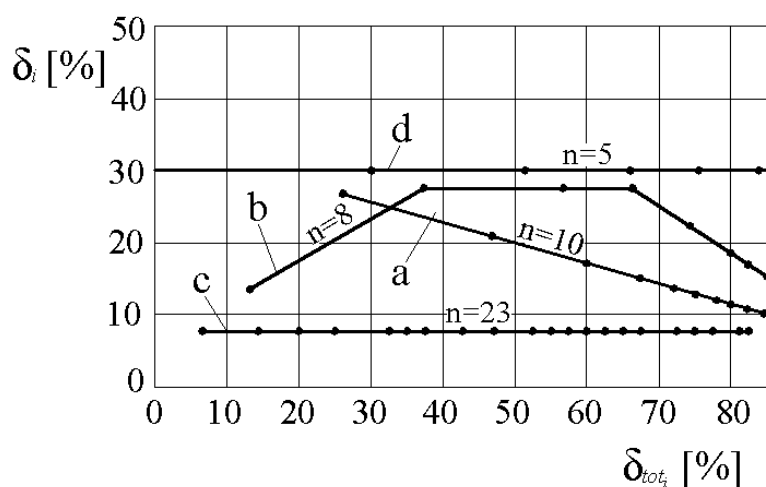


Fig. 3.5. Scheme posibile de aplicat la deformarea sârmelor de oțel:
a – reduceri continuu descrescătoare; **b** – reducere mică la prima trecere, reduceri constante și apoi descrescătoare; **c** – reduceri pe trecere mici și constante; **d** – reduceri parțiale mari și constante [4].

- *schema a* – se recomandă în special pentru tragerea metalelor cu intensitate mare a ecruisării;
- *schema b* – reducerea mică de secțiune la prima trecere este motivată tehnologic prin asigurarea unei bune aderențe a lubrifianului, reduceri constante pe trecere în continuare, ca apoi reducerea de secțiune să fie descrescătoare, cauzată în special de ecruisarea pronunțată a produsului tras;
- *schema c* – este mai puțin recomandată în procesele de tragere industrială datorită neuniformității deformației;
- *schema d* – este destul de rar folosită în practica industrială deoarece conduce la valori mari ale ecruisării dobândite într-un timp relativ scurt, fiind foarte dificilă apoi procesarea metalului prin tragere.

3.2.2. Influența vitezei de tragere

Viteza de tragere este un parametru tehnologic deosebit de important, deoarece definește productivitatea procedurii de tragere. În cazul tragerii țevelor, se constată o micșorare a forței de tragere cu creșterea vitezei, fig. 3.6. [2].

Din graficele prezentate în fig. 3.6. se constată o scădere pronunțată a forței de tragere în intervalul $6 \div 50$ [m/min] (viteze care, în general, nu se folosesc în practica industrială), ca apoi diminuarea forței să fie mult mai redusă.

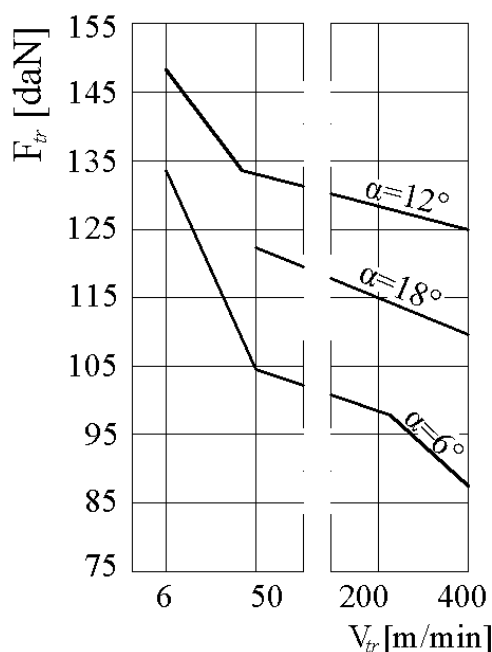


Fig. 3.6. Dependența forței de trefilare în funcție de viteza de tragere și de unghiul α al deschiderii conicității filierei.

Diminuarea forței de tragere odată cu creșterea vitezei se explică, pe de o parte, printr-o lubrifiere mai bună în procesul tragerii și, pe de altă parte, prin creșterea temperaturii sârmei și a filierei. Lubrifierea se consideră mult mai bună la viteze mari de tragere deoarece odată cu creșterea vitezei

este antrenată și o cantitate mai mare de lubrifiant în conul de deformare al filierei. La viteze de tragere $> 200 [m/min]$, pentru produsele trase s-a constatat și o diminuare a numărului de îndoiri alternative și de răsuciri. De asemenea, odată cu creșterea vitezei de tragere scade și raportul σ_{tr} / R_m , fig. 3.7, [2].

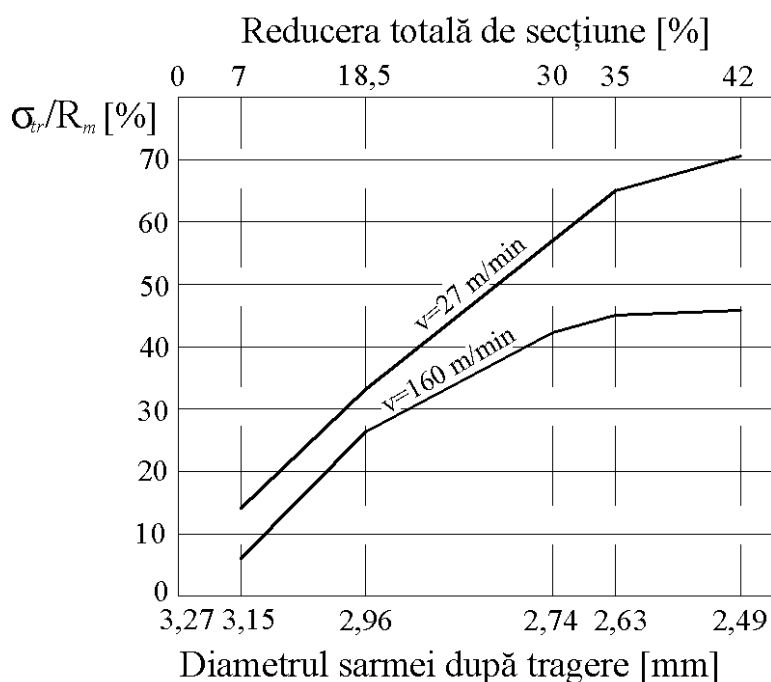


Fig. 3.7. Variația raportului σ_{tr}/R_m în funcție de viteza de tragere și gradul de reducere a secțiunii pentru sârme de oțel cu procentaje mici de carbon.

Luând în considerare acest efect al vitezei de tragere se poate afirma că materialele metalice ce nu pot fi trefilate la viteze mici de tragere, înseamnă că pot fi deformate la viteze mari de tragere.

În general, în practică, se caută pe ori și ce cale creșterea vitezei de tragere pentru a obține productivități mari.

Viteza de tragere poate fi mărită în tehnologia trefilării numai dacă este

asigurată o anumită „rezervă” de plasticitate a metalului, calitate corespunzătoare a lubrifianului la vitezele și temperaturile de tragere realizate și scule de tragere corespunzătoare regimului de lucru acceptat.

3.2.3. Influența temperaturii de deformare

În timpul proceselor de tragere a oțelurilor datorită efectului termic al deformării plastice se obține o creștere a temperaturii țevelor trase. Această creștere de temperatură (ΔT) poate fi determinată în baza relației [6]:

$$\Delta T = \frac{Ad}{J \cdot c \cdot \rho} \quad (3.2)$$

în care:

$Ad = \sigma_c \cdot \ln(S_{i-1} / S_i)$ – este lucrul mecanic pe unitatea de volum;

σ_c – limita de curgere a oțelului înainte de intrarea în zona de deformare;

c – căldura specifică;

ρ – densitatea specifică;

J – echivalentul caloric al lucrului mecanic.

Relația (3.2) permite determinarea creșterii de temperatură pe secțiune pentru sârmele trefilate. Pentru creșterea temperaturii numai în zona periferică (exterioară), cauzată în special de frecarea de contact metal-sculă se recomandă relația :

$$\Delta T_e = \frac{m \cdot \mu \cdot F \cdot v_{tr} \cdot r^2}{2 \cdot k \cdot b \cdot J} \quad (3.3)$$

în care:

m – este partea de căldură absorbită, cu valori de 0,1÷0,5;

μ – coeficientul de frecare;

F – forța pe suprafața activă a conicității matriței;

v_{tr} – viteza de tragere;

r – distanța de la interiorul sârmei (încălzită ca urmare a frecării de contact metal-sculă);

k – conductivitatea termică;

b – adâncimea de pătrundere a căldurii: $b = 2,5 \cdot \sqrt{L \cdot k / v_{tr} \cdot c \cdot \rho}$,

în care:

L – lungimea în zona de calibrare a sculei de tragere;

c și ρ – cu semnificațiile cunoscute.

Aceste două posibilități de creștere a temperaturii, cauzate de efectul termic al deformației și de frecarea existentă la contactul metal-sculă, conduc la un gradient de temperatură care generează tensiuni remanente în sârmele procesate, de întindere în zona periferică (σ_l) și de comprimare în zona centrală (σ_c).

Pentru determinarea tensiunilor remanente generate de cele două posibilități de creștere a temperaturii produsului procesat se recomandă relațiile [2]:

$$\sigma_l = [E / (1 - \nu)] \cdot a (T_c - T_m), \quad (3.4)$$

$$\sigma_c = [E / (1 - \nu)] \cdot a \cdot T_m, \quad (3.5)$$

în care:

E – modul de elasticitate longitudinal al materialului metalic supus deformării prin tragere;

ν – coeficientul lui Poisson;

a – coeficientul de dilatare termică;

T_c – temperatura la exteriorul sârmei (la ieșirea din zona de deformare);

T_m – temperatura medie la nivelul secțiunii transversale (după

uniformizarea temperaturii pe secțiune) la ieșirea din zona de deformare.

Foarte periculoase sunt tensiunile de întindere ce pot amorsa anumite microfisuri, existente în material, și care pentru un regim de tragere cu gradient de temperatură de circa 100°C pot atinge valori de $300 \div 350 [N/mm^2]$.

3.2.4. Influența frecării de contact metal-sculă și a lubrifierii

În cazul tehnologiei de tragere a țevelor, frecarea de contact metal-sculă are valori considerabile prin mărimea forței de frecare, cu influențe deosebite asupra forței totale de tragere, respectiv, asupra ecruisării țevei.

Frecarea de contact metal-sculă în procesele de tragere a metalelor prezintă o serie de particularități în raport cu frecarea care apare la organele de mașini și anume:

- frecarea se produce între două corpuri dintre care unul se deformează plastic (țeava semifabricat) și celălalt cu deformare cel mult elastică (matrițele);
- frecarea în procesele de deformare plastică prin tragere se produce la presiuni normale pe suprafața de contact mai mari decât de circa 10 ori până la 30 ori decât la organele de mașini;
- modificarea mărimii suprafeței de contact metal-sculă.

În procesele de deformare plastică prin tragere a metalelor, frecarea de contact metal-sculă poate fi lichidă, în film de lubrifianț și semilichidă:

a) *frecarea lichidă* prezintă ca particularitate prezența între cele două corpuri în mișcare (semifabricat-sculă) a unei pelicule groase de lubrifianț, la care acționează legile hidrodinamicii;

b) *frecarea în film de lubrifianț* cunoscută și sub denumirea de “frecare de graniță” prezintă ca particularitate existența între metal – sculă, în procesul

tragerii, a unei pelicule foarte subțiri ($\leq 0,1 \mu m$):

- dacă pelicula de lubrifianț urmărește întocmai geometria suprafeței de contact a sculei de tragere, frecarea se consideră „de graniță tip I”;

- dacă pelicula de lubrifianț este mult mai groasă decât la cea de „de graniță tip I” și, de asemenea, separă cele două corpuri în mișcare, semifabricatul de tragere, frecarea se consideră „de graniță tip II”. Atunci când există frecare de graniță tip I se iau în considerare proprietățile de adsorbție ale lubrifianțului utilizat, iar în cazul frecării de graniță tip II se iau în considerare proprietățile mecanice și vâscozitatea lubrifianțului. De asemenea, se face precizarea că, pe măsură ce presiunea de contact metal-sculă scade, frecarea „de graniță tip II”, în cazul lubrifierii lichide, trece în frecare hidrodinamică, iar frecarea „de graniță tip I”, atunci când presiunea de contact metal-sculă crește, poate să conducă la zone de „sudură” între cele două corpuri în contact;

c) *frecarea semilichidă* prezintă ca particularitate prezența în anumite zone de contact metal-sculă, în procesul tragerii a frecării lichide, iar în alte zone a frecării în film de lubrifianț.

Ca o observație de ordin tehnologic se menționează faptul că, frecarea uscată sau semiuscată nu apare decât accidental în procesele de tragere a metalelor.

În cazul tehnologiilor de tragere a țevelor, în funcție de lubrifianț utilizat, procesul de deformare capătă o denumire specifică și anume: tragerea cu lubrifiere uscată – care utilizează lubrifianți solizi; tragerea cu lubrifiere umedă – care utilizează lubrifianți lichizi.

Trefilarea cu lubrifiere uscată este procedeul de tragere specific obținerii sârmelor cu $\varnothing > 0,9 \div 1,0$ mm. La acest procedeu de trefilare a sârmelor din oțel carbon, lubrifianțul utilizat este „praful de săpun” de

următoarea compoziție: praful de săpun se amestecă cu 10÷15% praf fin de var și 12÷15% praf de talc. Atunci când sârma semifabricat ce urmează a fi procesată prin trefilare este decapată pe cale mecanică se utilizează ca lubrifianți stearații de calciu sau de sodiu.

Țevile obținute prin tragere în praf de săpun au suprafața mată de culoare cenușie – închis. Atunci când țeava trasă este lucioasă înseamnă că lubrifierea este necorespunzătoare. În general, tragerea uscată nu se recomandă după tragerea umedă deoarece praful de săpun nu aderă bine la suprafața țevii. Pentru tragerea țevelor din oțeluri greu deformabile cum ar fi cele ledeburitice, din wolfram, molibden, tantal etc., care, în general, se procesează la temperaturi de $500 \div 1000^{\circ}\text{C}$ se utilizează ca lubrifiant grafitul coloidal.

Acțiunea lubrifianțului este dependentă de modul în care se realizează ungerea în procesul de tragere. De regulă, lubrifianțul este antrenat în zona de deformare de însăși sârma semifabricat. Este de înțeles că presiunea în stratul de lubrifianț este redusă și inefficientă, ducând la întreruperea nedorită a filmului de lubrifianț. Pentru creșterea presiunii în stratul de lubrifianț se practică intercalarea unui ajutor în fața filierei, având diametrul mai mare cu 0,4...0,65 mm decât al semifabricatului, fig. 3.8.

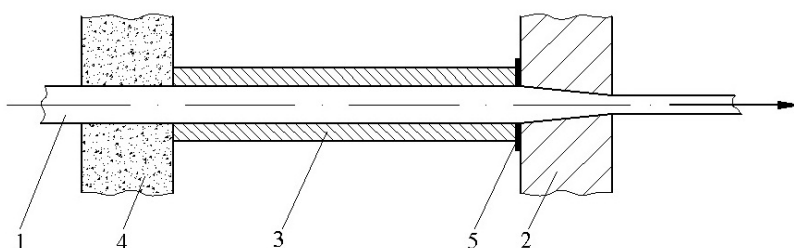


Fig. 3.8. Schema metodei de lubrifiere a zonei de deformare prin intermediul unui ajutor: 1 – semifabricat supus tragerii; 2 – filieră; 3 – ajutorul; 4 – rezervorul de lubrifianț; 5 – material de etanșare.

Tragerea cu lubrifiere umedă se efectuează utilizând ca lubrifianți uleiuri și emulsii. În general, tragerea umedă se recomandă pentru obținerea de țevi cu suprafața lucioasă în regim de viteze mari de lucru. O rețetă de emulsii des folosită în tehnologia tragerii umede, pentru sârme de oțel, este *emulsia pe bază de săpun de natriu și grăsimi* cu concentrații între 0,5÷8,0%, limita superioară a procentajului de grăsimi se recomandă pentru țevi de diametre mici și foarte mici.

Alte rețete de emulsii: $4 \div 5 [g / dm^3]$ săpun de natriu, $0,5 [g / dm^3]$ acid sulfuric și $25 \div 50 [g / dm^3]$ făină de seară - pentru tragerea țevelor din oțel cu procentaje mari de carbon și viteze de tragere de până la $1,0 [m/s]$; *emulsii pe bază de uleiuri cu adaosuri de acizi grași* – pentru trefilarea sârmelor din oțel cu procentaje mici de carbon cu grade mari de reducere pe trecere și viteze mari de tragere.

În lubrifierea lichidă, presiunea în stratul de lubrifianț lichid se obține prin intercalarea unui container între două filiere (fig. 3.9), concretizând prin construcția descrisă așa-numita trefilare hidrostatică.

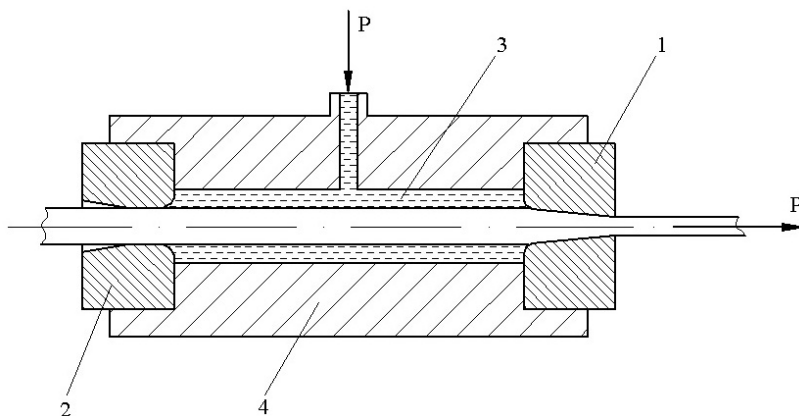


Fig. 3.9. Schema trefilării hidrostatice: 1 – filiera principală de tragere; 2 – filieră de etanșare (ajutătoare); 3 – ulei sub presiune ridicată; 4 – container.

Considerând frecarea de tip Coulomb , mărimea coeficienților de frecare se poate determina cu relația [2]:

$$\mu = \frac{F_{tr,exp} - S_1 \cdot \sigma_{ctr} - \sigma_{cm} \cdot S_1 \cdot \ln \lambda}{S_1 \cdot \ln \lambda \cdot ctg \alpha_p \cdot (\sigma_{cm} - \sigma_{ctr})} \quad (3.6)$$

în care:

$\ln \lambda = \ln(d_0 / d_1)^2$, S_0 și S_1 – ariile secțiunii țevii semifabricat și a țevii trase (la ieșirea din zona de deformare);

d_0, d_1 – diametrele țevii semifabricat;

σ_{cm} – tensiunea medie (aritmetică) înainte și după trecerea prin zona de deformare;

σ_{ctr} – tensiunea de contratragerie, $\sigma_{ctr} = (0,10 \div 0,12) \cdot \sigma_{cm}$.

$$tg \alpha_p = tg \alpha \cdot \frac{d_0 - d_1}{(d_0 - d_1) + 2L \cdot tg \alpha} = \frac{l}{ctg \alpha_p}, \quad (3.7)$$

în care :

α – semiunghiul deschiderii conicității matriței;

L – lungimea zonei de calibrare a sculei de tragere.

3.2.5. Influența ecruisării asupra siguranței tragerii

Pentru ca să nu existe riscul de distrugere a integrității materialului metalic, cauzat de ecruisarea dobândită în timpul tragerii, trebuie ca tensiunea de tragere să nu depășească valoarea rezistenței la rupere. Această condiție se exprimă prin așa numitul coeficient de siguranță al tragerii [1] :

$$c_{str} = \frac{S_1 \cdot \sigma_r}{F_{tr}} \quad (3.8)$$

unde:

S_I – aria secțiunii transversale a sârmei la ieșirea din zona focarului de deformare;

σ_r – rezistența la rupere pentru sârma trefilată (include și ecruisarea dobândită în procesul tragerii);

F_{tr} – forța de tragere.

Se poate observa din relația (3.8) căci, cu cât forța de tragere are valori mai mici cu atât mai mare este siguranța tragerii.

Tabelul 3.1. Valori recomandate pentru coeficientul de siguranță la tragerea sârmelor

Valori ale coeficientul de siguranță la tragerea sârmelor	
Condiții de trefilare	C_{str}
Trefilarea sârmei cu : $\varnothing > 0,1$ mm	1,4
$\varnothing = 1,0 \div 0,4$ mm	1,5
$\varnothing = 0,4 \div 0,1$ mm	1,6
$\varnothing = 0,1 \div 0,05$ mm	1,8
$\varnothing = 0,05 \div 0,015$ mm	2,0

Tabelul 3.2. Valori recomandate pentru coeficientul de siguranță la tragerea barelor și țevilor

Valori ale coeficientului de siguranță la tragerea barelor și țevilor	
Condiții de tragere	C_{str}
Bare trase cu: - secțiune simplă - cu elemente cu pereți subțiri	1,3 ÷ 1,4 1,6
Țevi cu: - pereți groși - pereți subțiri	1,3 ÷ 1,4 1,6

Din tabelele 3.1. și 3.2. se constată că valoarea coeficientului de siguranță al tragerii este cu atât mai mare cu cât grosimea produsului tras și, respectiv, grosimea de perete (în cazul țevilor) au valori mici. De exemplu, în cazul tragerii țevilor cu pereți subțiri coeficientul de siguranță al tragerii (c_{str}) poate atinge valoarea 2,50.

În practica industrială, în funcție de calitatea materialului metalic ce se procesează prin tragere, de posibilitățile de lubrifiere, de sculele utilizate și de parametrii mașinilor de tras se adoptă valoarea coeficientului de siguranță, în așa fel, încât tragerea să se efectueze într-un număr cât mai redus de treceri ale țevii semifabricat în produs finit.

În cazul țevilor cu pereți subțiri, pentru a nu se obține deformarea formei secțiunii transversale, pe lângă respectarea condiției de siguranță a tragerii trebuie să se ia în considerare și gradul maxim de reducere posibil pe trecere:

$$\delta_{max} = 2,80 \cdot \left[\left(\frac{g}{D} \right) \cdot 100 \right]^2 \quad (3.9)$$

În raport de discuția purtată anterior, în tabelul 3.3. se prezintă valori recomandate pentru reducerea parțială și totală de secțiune – considerată în două tratamente termice de refacere a structurii.

Tablelul 3.3. Valori recomandate pentru gradul de reducere al secțiunii în procesele de tragere ale țevilor

Materialul metalic procesat	Reducerea pe trecere, %	Reducerea totală, %
Tragerea țevelor:		
- din oțel carbon (0,1...0,45%C):		
- la gol -	25...35	30...50
- pe dop -	30...45	40...55
- pe dorn -	40...55	50...60
- la gol:		
- din cupru și aliajele sale -	20...35	45...70
- din aluminiu și aliajele sale -	25...37	50...70
- din titan și aliajele sale -	10...20	10...35
- pe dop:		
- din cupru și aliajele sale -	25...45	40...65
- din aluminiu -	35...45	75...80
- pe dorn:		
- din aliaje de aluminiu -	25...50	75...85

4. SCULE ȘI MAȘINI UTILIZATE IN PROCESUL DE TRAGERE-TREFILARE

Prelucrarea prin tragere și trefilare se realizează cu scule specifice:

- filiere – pentru trefilarea sârmelor;
- matrițe – pentru tragerea barelor și țevilor;
- dornuri și dopuri - pentru tragerea țevilor

4.1. Filiere pentru trefilarea sârmelor

Filierele folosite pentru trefilarea sârmelor de secțiune rotundă se construiesc cu orificiul de calibrare în limitele 0,005 - 6 mm. Filierele cu diametre ale orificiului de calibrare > 0.2 mm sunt construite din materiale metalo-ceramice, cel mai des utilizate fiind cele pe bază de carburi de wolfram și cobalt sau carburi de titan și cobalt. Filierele cu diametrul ≤ 0.2 mm se construiesc numai din diamante (naturale sau sintetice).

Filierele, atât cele din diamant cât și cele din materiale metaloceramice, se compun din două părți principale: filiera propriu-zisă sau miezul și armătura. Miezul filierei este format din diamant sau din aliaj dur, în care este practicat orificiul de tragere.

Filierele din carburi de wolfram/titan și cobalt sunt realizate în general după următorul traseu tehnologic:

- presarea amestecului de carburi pe prese hidraulice;
- presinterizarea miezului din carburi metalice în cuptoare cu vid la temperaturi de 600 ... 800°C ;
- sinterizarea propriu-zisă a miezurilor din carburi metalice în cuptoare cu vid, la temperaturi de 1375 ... 1450°C ;

- verificarea caracteristicilor fizico-mecanice ale miezurilor de filieră sinterizate;
- rectificarea exterioară a miezurilor de filieră;
- fretarea miezurilor în carcase de metal;
- prelucrarea geometriei interioare a filierelor pe mașini specializate (calibrare, șlefuire cu carbură de bor și lustruire cu pastă de diamant);
- marcarea filierelor;
- controlul final al geometriei interioare a filierelor (dimensiuni liniare și unghiulare, calitate de suprafață etc.) și sortarea pe grupe dimensionale (serii de tragere).

Filierile din diamant sunt confecționate atât din cristale naturale de 0,10 ... 0,50 carate (1 carat = 0,2g) cât și din cristale sintetice sferice sau cilindrice cu diametrul 4.0 ... 6.0 mm.

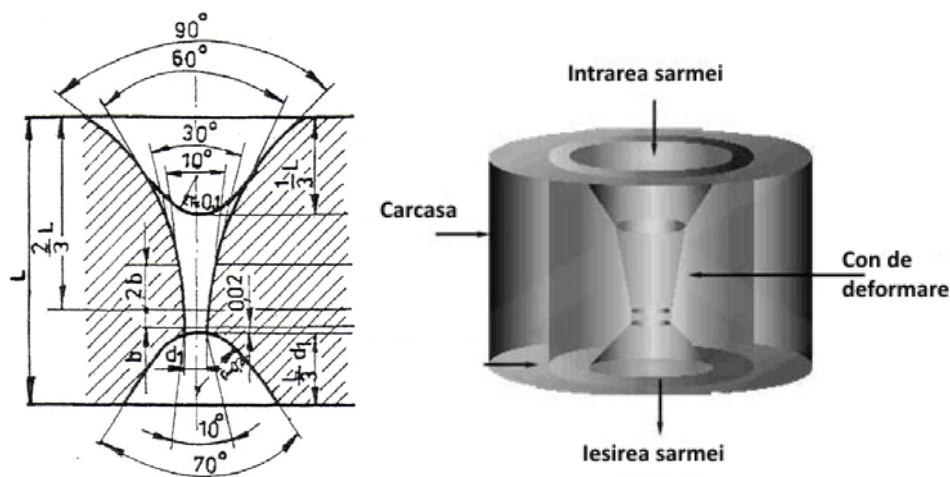


Fig. 4.1. Geometria interioară a filierelor din diamant (mărimi liniare și unghiulare)

Filierile din diamant sunt cele mai importante scule folosite la fabricarea sârmelor cu diametre reduse și cu toleranțe dimensionale și de forme restânse. Durabilitatea acestora este de 30 ... 60 ori mai mare decât a

filierelor din aliaje dure (materiale metaloceramice). Durabilitatea filierelor din diamant crește cu atât mai mult cu cât metalul care se prelucrează este mai omogen ca structură și compoziție chimică, cu un conținut cât mai redus de incluziuni nemetalice.

În fig. 4.2 se prezintă geometria interioară a filierelor cu miez din carburi metalice (materiale metaloceramice) pentru trefilarea cu lubrifiere uscată (lubrifianți solizi) și cu lubrifiere umedă (lubrifianți lichizi).

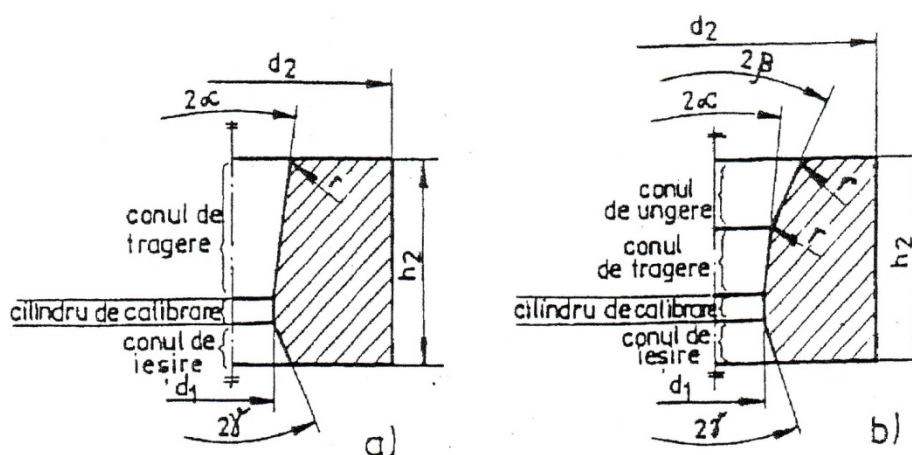


Fig. 4.2. Geometria interioară a filierelor cu miez din carburi metalice (materiale metaloceramice): a – trefilare uscată; b – trefilare umedă.

După cum se poate observa, diferența dintre cele două tipuri de filiere este prezența unei porțiuni conice suplimentare de înclinație β la trefilarea umedă menită să concentreze lubrifianțul la intrarea în conul de tragere.

Geometria filierelor

Profilul optim al filierelor este compus din șase zone principale (fig. 4.3), trecerea de la o zonă la alta făcându-se prin racordarea muchiilor. Fiecare din cele șase zone au un rol bine definit:

Conul de intrare (1) - are rolul de a racorda deschiderea filierei la suprafața acesteia și în felul acesta de a produce o repartizare uniformă a solicitărilor care au loc în timpul tragerii, în materialul filierei.

Conul de ungere (2) - are rolul de a asigura o ungere eficientă în timpul trefilării. El trebuie să fie suficient de lung pentru a permite realizarea recalibrărilor ulterioare a filierei; în mod normal are deschiderea de 60° .

Conul de deformare (tragere) (3) - este partea principală a deschiderii filierei (conicității), porțiunea în care are loc deformarea propriu-zisă a metalului supus tragerii. Durabilitatea unei filiere depinde în cea mai mare măsură de alegerea unghiului optim pentru conul de lucru.

Valoarea optimă a unghiului de deschidere a filierei (α) variază între 5° și 12° , v. tab. 4.1. În cazul diametrelor mici și al reducerilor mici de secțiune pentru duriți ridicate ale materialului tras, deschiderea conicității este mai mică și invers – la diametre mari și reduceri mari de secțiune, deschiderea va fi mai mare.

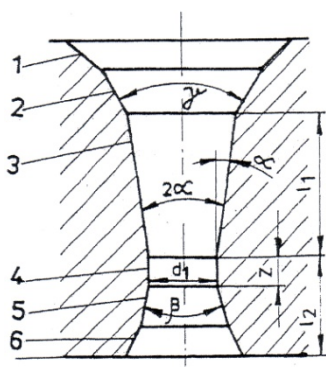


Fig. 4.3. Zonele caracteristice ale geometriei interioare a filierelor:

1 – con de intrare; 2 – con de lubrifiere; 3 - con de deformare; 4 – ghidaj (partea de calibrare); 5 – con de degajare; 6 – con de ieșire; 2α - unghiul conului de lucru (unghiul de tragere); β - unghiul conului de degajare; γ - unghiul conului de ieșire.

Valorile unghiului 2α a conului de deformare/tragere pot varia cu $\pm 1^0$ în raport cu cele prezentate în tabelul 4.1.

Tab. 4.1. Dimensiunile conului de tragere (2α) al filierelor cu miez din carburi metalice utilizate la tragerea sârmelor de oțel

Reducerea de secțiune, %	Ghidajul cilindric	Conul de tragere, 2α [0]		
		A	B	C
5...8	de la: $0,2 \times d_1$ până la: $l \times d_1$	7	8	6
8...12		9	10	8
12...16		14	12	10
16...25		14	15	12
25...35		17	18	15
35...45		20	-	-

Semnificația notațiilor din tab. 4.1 este următoarea :

A – tragerea în emulsie a sârmelor din oțel carbon $> 0,4\%C$;

B – tragerea uscată a sârmelor din oțel carbon $< 0,4\%C$, oțel aliat, molibden și oțel pentru rezistențe electrice

C – tragerea uscată a sârmelor din oțel $> 0,4\%C$

În cazul aceleiași reduceri de secțiune, conul de lucru se micșorează pe măsură ce condițiile de lubrifiere sunt mai bune, adică cu cât coeficientul de frecare la tragere este mai mic. Coeficientul de frecare, la rândul său, depinde de deschiderea conicității filierei, de gradul de prelucrare (șlefuire, lustruire) a acesteia.

Cilindrul (ghidajul) de calibrare (4) – asigură uniformitatea dimensională a metalului tras și durabilitatea filierei. Lungimea ghidajului trebuie să fie într-un anumit raport față de diametrul găurii filierei d_1 .

Un ghidaj prea scurt reduce durabilitatea filierei, iar unul prea lung produce așa numita “ciupire” a sârmei, din cauza întreruperii peliculei de lubrifiant, ca urmare a unei frecări exagerate. Făcând comparația între filierele cu și fără ghidaj rezultă următoarele:

- filierele cu ghidaj au durata de funcționare mai mare; permit ajustări repetate, fără schimbări importante ale diametrului nominal, dimensiunile trefilate sunt mai exacte și mai uniforme, în schimb forța de tragere este mai mare;

- filierele fără ghidaj au o durată de funcționare mai mică (se decalibrează mai repede) din care cauză dimensiunile obținute sunt mai puțin exacte, în schimb forța de tragere este mai mică și suprafața sârmei trase este mai fină.

Conul de degajare (5) – face trecerea de la porțiunea cilindrică a filierei la cea conică de ieșire a acesteia. Se întâlnește îndeosebi la filierele pentru trefilarea sârmelor groase cu rezistență mare la deformare.

Conul de ieșire (6) – preia o parte din efortul de deformare care are loc în conul de tragere. Dacă filiera s-ar termina cu partea cilindrică, fără con de ieșire, acesta s-ar fisura foarte repede, în special la tragerea sârmelor din materiale metalice greu deformabile.

Deschiderea conului de ieșire este de $60...90^\circ$, iar înălțimea lui este egală cu $1/3...1/5$ din înălțimea totală a miezului filierei. La tragerea sârmelor foarte subțiri se recomandă ca această parte a filierei să aibă o formă conică – concavă, pentru a se obține dimensiuni cu toleranțe cât mai strânse.

Dacă unghiul de deschidere al filierei este apropiat de valoarea optimă, curgerea materialului are loc laminar, deformațiile pe secțiune fiind la un grad de neuniformitate mai redusă. Dacă unghiul α este mai mare decât valoarea optimă, pe suprafața înclinată/conică a filierei poate apărea o zonă staționară, care mărește neuniformitatea deformațiilor pe secțiune.

Pentru micșorarea forțelor de tragere se mai utilizează filierele cu două perechi de role, una orizontală și cealaltă verticală care pot executa tragerea și fără lubrifiant, cu grade de deformare până la 50%. Tragerea finală de calibrare se execută însă tot cu o filieră convențională.

4.2. Matrițe pentru tragerea barelor și țevelor

Matrițele sunt sculele utilizate la tragerea barelor și a țevelor, având diametrul de ieșire mai mare comparativ cu sârmele, ceea ce simplifică geometria acestora, întrucât sunt necesare mai puține porțiuni de trecere între zona principală de deformare și extremități.

Geometria matrițelor

Profilul optim al matrițelor este compus din trei zone (fig. 4.4):

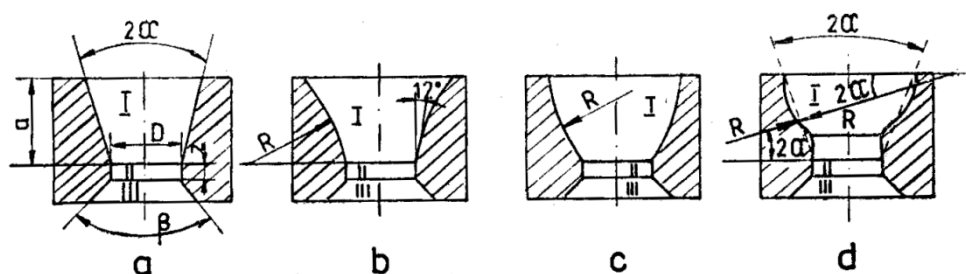


Fig.4.4. Matrițe utilizate la tragere: a) conică; b) convexă (radială); c) concavă; d) combinată

Zona de deformare (lucru) (I) - poate avea profil conic, concav, convex (radial) și compus. Ea este definită de unghiul 2α - pentru zona conică, de raza R - pentru zona concavă/convexă și de unghiul 2α și raza R - pentru zona compusă.

Matrița convexă (radială) se utilizează la tragerea țevelor la gol pentru micșorarea contracției radiale a acestora, iar cea concavă pentru uniformizarea uzurii sculelor prin echilibrarea presiunii pe zona de lucru. Matrița cu profil compus combină avantajele celor două matrițe cu profil simplu, fiind destinate tragerii semifabricatelor din aliaje neferoase.

Zona cilindrică (ghidajul) (II) - asigură calibrarea produsului tras la dimensiunile nominale. Ea este proporțional mai scurtă decât la filiere,

deoarece componenta normală este mai mare, ceea ce dă naștere la o forță de frecare mai ridicată în cazul barelor și țevilor.

Zona (conul) de ieșire (III) - preia din efortul de deformare, evitând ruperea matriței la extremitatea de ieșire.

Valorile recomandate pentru deschiderea zonei de deformare și lungimea cilindrului de calibrare depind de diametrul final al semifabricatului și de materialul matriței:

1) La tragerea barelor

- $2\alpha = 14-16^\circ$ pentru oțelurile carbon, valorile crescătoare corespunzând intervalului superior de dimensiuni ale diametrelor semifabricatelor $\phi = 10...50$ mm; $z = (0,3...0,16d)$, scăzând pe măsură ce diametrul barei este mai mare în același interval de dimensiuni $\phi = 10...50$ mm;

- $2\alpha = 13-15^\circ$ pentru oțelurile inoxidabile valorile crescătoare corespunzând intervalului superior de dimensiuni ale diametrelor semifabricatelor $\phi = 10...50$ mm; $z = (0,15 ...0,1d)$, scăzând pe măsură ce diametrul barei este mai mare în același interval de dimensiuni $\phi = 10...50$ mm;

2) La tragerea țevilor

- cu matrițe din oțel aliat de scule, $2\alpha = 26^\circ$ (valoare fixă indiferent de diametru țevii); $z = 5$ mm, $a = 40$ mm;

- cu matrițe din aliaje dure (materiale metalo-ceramice), $2\alpha = 24^\circ$ (valoare fixă indiferent de diametru țevii); $z = 1 - 5$ mm, crescând pe măsură ce diametrul țevii crește și respectând recomandarea $z = 1,5g$, în care g este grosimea peretelui țevii.

Matrițele pentru tragerea barelor și țevilor sunt realizate din:

- oțeluri carbon de scule (0,8...1,2% C) cu tratament termochimic de cromizare a suprafețelor active de lucru;

- oțeluri aliate de scule cu Cr (1% C; 1,5% Cr), Cr și Ti sau Si și Ti tratate termic sau termochimic;
- oțeluri aliate cu Cr și Mo (1.6% C, 12% Cr, 0,5% Mo) durificate superficial prin ecruisare;
- carburi metalice de Cr sau Ti cu Co, pentru producții mari cu viteza de tragere ridicate.

Prelucrarea matrițelor constă în găurire prin așchiere sau electroeroziune, șlefuire cu pietre/discuri și lustruire cu carbură de bor sau pastă de diamant.

4.3. Dornuri și dopuri pentru tragerea țevilor

Tragerea țevilor cu ghidaj interior utilizează diverse tipuri de dornuri și dopuri pentru a asigura diametrul interior, dar și grosimea peretelui țevii, (fig.4.5):

- dopuri cilindrice (fig. 4.5 a, b, c)
- dopuri conice susținute (fig. 4.5 d)
- dopuri conice flotante (fig. 4.5 e)
- dopuri conice tubulare pentru evazare (fig. 4.5 f)

În general, dopurile cilindrice sunt cele mai utilizate, fiind toate dopuri susținute prin tije, care fie fac corp comun cu dopul sau sunt detașabile. Chiar dacă sunt denumite „cilindrice”, aceste dopuri nu sunt perfect cilindrice, ci prezintă o conicitate corespunzătoare unei diferențe $d_{max} - d_{min} = 0,1...0,3$ mm care să înlesnească curgerea materialului peste suprafața dopului, prin apariția unui efort tangențial minim. Diametrul d_{max} al dopului trebuie să corespundă diametrului interior d_{int} al țevii; dopurile cilindrice sunt utilizate pentru tragerea țevilor cu $d_{int} < 60$ mm. Lungimea l a părții active a dopului trebuie să se înscrie în intervalul $(1,0...1,6)d$.

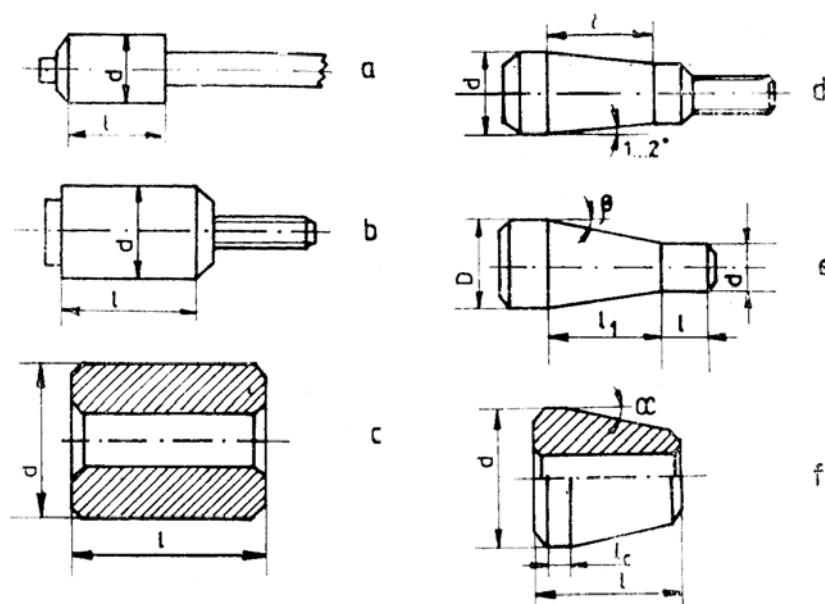


Fig. 4.5. Tipuri de dopuri utilizare la tragerea țevelor: a - dop cilindric cu tijă; b - dop cilindric cu tijă filetată; c - dop cilindric fără tijă; d - dop conic cu tijă; e - dop conic flotant; f - dop conic tubular pentru evazare

Dopurile conice pot fi susținute sau flotante. În primul caz, conicitatea este de doar $1...2^\circ$, asigurând un joc suficient între dop și țevă. În al doilea caz, suprafața conică participă la procesul de deformare plastică al peretelui țevii, conicitatea fiind mai mare ($\beta = 9...13^\circ$, cu respectarea condiției $\arctg\mu < \beta < \alpha$, unde α este semideschiderea matriței). Dopurile flotante se folosesc la tragerea țevelor de lungimi mari.

Dornurile folosite la tragerea țevelor sunt cilindrice, având capul conic (30°) pentru a înlesni intrarea acestuia în țevă, cu o diferență $d_{max} - d_{min} = 0,2...0,5$ mm, în funcție de diametrul țevii. Lungimea dornului trebuie să fie > 1000 mm decât lungimea nominală a țevii, pentru a înlesni evazarea ulterioară a țevii și extragerea dornului.

4.4. Mașini pentru tragere-trefilare

Mașinile pentru trefilat pot fi clasificate după următoarele criterii [1, 2]:

- după diametrul nominal al sârmelor trefilate;
- după principul funcțional al acestora;
- după tipul lubrifianului folosit;
- după modul de așezare al tobelor de tras.

După dimensiunile sârmelor care pot fi trase :

- mașini de trefilat sârmă foarte groasă ($\varnothing > 6\text{mm}$);
- mașini de trefilat sârmă groasă ($\varnothing 6 \dots 3\text{mm}$);
- mașini de trefilat sârmă mijlocie ($\varnothing 3 \dots 1,8\text{ mm}$);
- mașini de trefilat sârmă subțire ($\varnothing 1,8 \dots 0,8\text{ mm}$);
- mașini de trefilat sârmă fină ($\varnothing < 0,5\text{mm}$).

După principiul funcțional:

- mașini singulare (tragere singulară);
- mașini multiple (tragere multiplă).

Mașinile singulare de trefilat pot fi cu o singură tobă sau mașini cu mai multe tobe, fiecare însă cu tragere individuală.

Mașinile multiple de trefilat pot fi grupate în:

- mașini fără alunecare (sârma se înfășoară direct pe tobă);
- mașini cu alunecare (sârma alunecă pe role de ghidare înainte de înfășurarea pe tobă).

Mașinile de trefilat fără alunecare pot fi:

- cu acumulare (există rezervă de spire pe tobele de tragere);
- fără acumulare (firul trece direct de la o tobă la alta).

Mașinile de trefilat cu acumulare pot fi:

- cu tobe alăturate;
- cu tobe suprapuse

În fig. 4.6 se prezintă schema unei mașini de trefilat singulară cu tobă verticală, iar în figurile 4.7 și 4.8 schemele cinematice ale unor mașini multiple de trefilat cu alunecare.

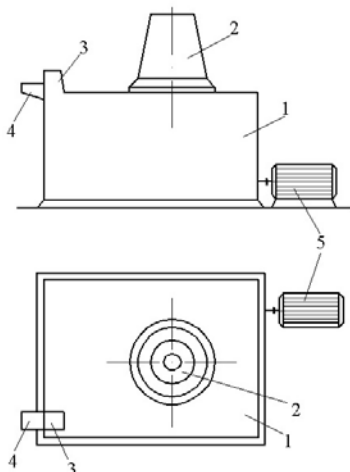


Fig. 4.6. Mașina singulară de trefilat cu tobă verticală:
1 – batiul mașinii; 2 – toba de formare a colacului; 3 – portfilieră;
4 – jgheab de lubrifiere; 5 – motor de acționare

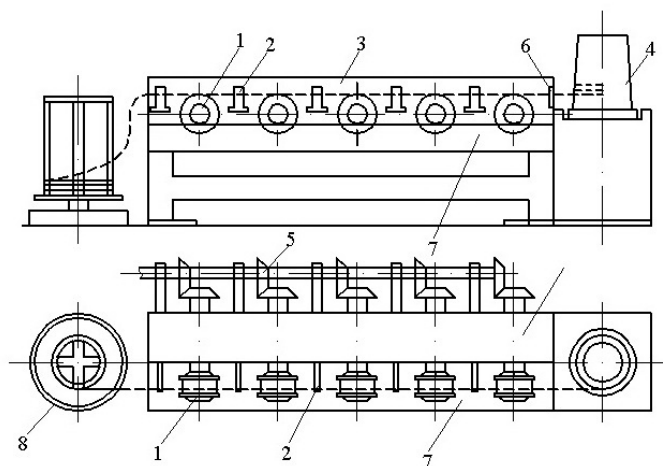


Fig. 4.7. Mașină multiplă de trefilat de tip liniar:
1 – rolă intermediară de tragere; 2 – portfilieră; 3 – batiul mașinii; 4 – tobă verticală de formare a colacului; 5 – reductor cu roți conice pentru acționarea roților de tragere; 6 – role de ghidaj; 7 – jgheab de lubrifiere; 8 – vârtelnită pentru desfășurarea colacului.

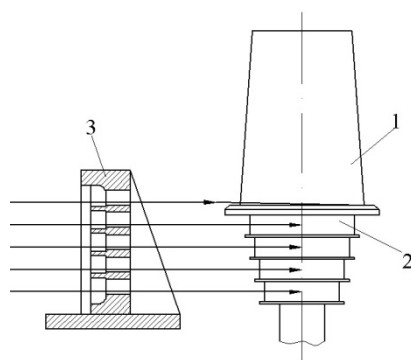


Fig. 4.8. Mașină multiplă de trefilat cu tobă etajată care lucrează cu alunecare: 1 – tobă de formare a colacului; 2 – trepte de tragere; 3 – portfiliere.

La mașinile de trefilat singular cât și la cele multiple, tobele de tras pot fi:

- cu tragere simplă (o singură filieră);
- cu tragere dublă (două filiere).

Mașinile la care trecerea sârmei prin filieră este supusă unei forțe de frânare se numesc *mașini de tras cu contragere*.

Din punct de vedere al *lubrifianțului* folosit clasificarea mașinilor de tras este următoarea:

- mașini cu trefilare uscată (lubrifiant solid);
- mașini cu trefilare umedă (lubrifiant lichid).

După modul de așezare a tobelor de tras se deosebesc:

- mașini de tras cu tobe verticale;
- mașini de tras cu tobe orizontale.

În cazul trefilării fără alunecare sârma se înfășoară pe toba de tragere asemănător ca în procedeul cu o singură tobă, deși instalația constă din câteva filiere și tobe dispuse consecutiv, care într-o anumită privință pot funcționa în mod independent. În acest caz nu este obligatorie respectarea cu rigurozitate a constanței volumului de material pentru toate filierele deoarece, în filierele vecine se prevede formarea unei rezerve de sârmă pe

tobă. Aceasta înseamnă că oricare dintre tobe poate funcționa un timp oarecare independent față de celelalte. Rezerva necesară de sârmă pe tobă se asigură dacă se respectă următoarea relație între vitezele a două tobe vecine (v_n și v_{n-1}), cu alungirea (λ_n) din filiera instalată între ele: $\lambda_n = 1,05 \cdot v_{n-1} / v_n$.

În cazul trefilării cu alunecare sârma trasă se înfășoară pe role de tragere o dată sau de câteva ori, astfel încât forța de tragere pe fiecare rolă să fie asigurată prin acțiunea forțelor de frecare care se formează între suprafața rolei și sârmă.

Pentru funcționarea unei astfel de mașini, la fiecare rotație pe tobă se înfășoară o spiră de sârmă și o dată cu aceasta o altă spiră se desfășoară. Aceasta menține constant numărul minim de spire care asigură forța de tragere necesară. Condiția obligatorie pentru funcționarea normală a mașinilor cu mai multe role este respectarea constantei volumului de material deformat în unitatea de timp, adică: $S_1 v_1 = S_2 v_2 = \dots S_n v_n = ct$.

Bancurile de tragere reprezintă utilitaje de bază folosite în tragerea barelor și țevelor, putând dezvolta forțe de tragere între 10 kN și 1500 kN. Ele pot fi acționate mecanic (cu lanț, cu cremalieră, cu cablu, cu tambur etc) sau hidraulic.

Bancurile cu lanț sunt cele mai răspândite, având o construcție simplă. Schema de principiu a unui banc de tragere cu lanț este redată în fig. 4.9. Țeava semifabricat 1 este trasă de căruciorul 2 prin intermediul lanțului cu role 3 antrenat de roata de lanț 4 aflată pe axul reductorului 5 aferent motorului electric de acționare. Revenirea căruciorului de tragere în poziția inițială se face prin mecanismul 6. Dacă tragerea se execută cu ghidaj interior, atunci bancul de tragere este dotat și cu un mecanism suplimentar de deplasare a dornului.

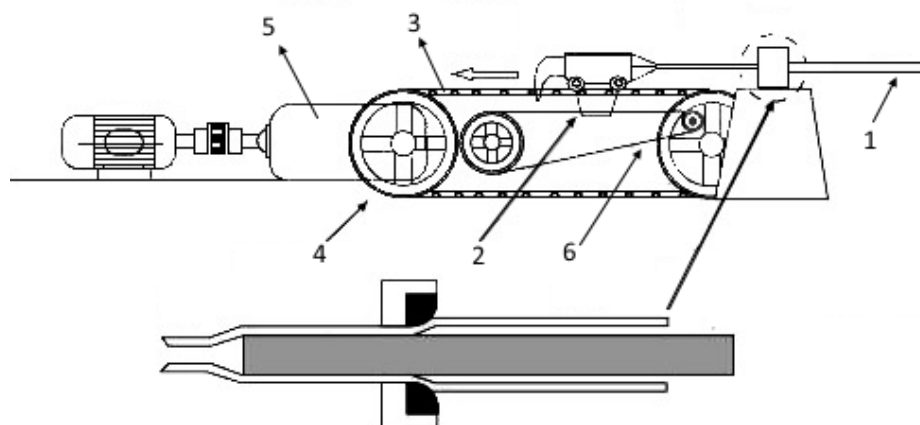


Fig. 4.9. Schema de principiu a unui banc de tragere cu lanț: 1 - țeava semifabricat; 2 - căruciorul de tragere; 3 - lanț; 4 - roata de lanț; 5 - reductor; 6 - mecanism de deplasare a căruciorului

Bancurile cu lanț pot realiza până la 3 trageri simultan. Pentru creșterea productivității, unele bancurile pot fi dotate cu un cărucior de împingere a semifabricatului în matriță, eliminând astfel operația de ascuțire a barelor.

Bancurile cu cremalieră se folosesc la obținerea produselor de lungimi mari de până la 50 m, dar care nu necesită forțe de tragere mai mari de max 50 kN. Mișcarea rectilinie este obținută cu ajutorul mecanismului roată dințată-cremalieră. Cremalierile se dispun paralel pe batiul mașinii, iar pinioanele se montează simetric pe axul de ieșire din reductor, ansamblul fiind montat pe căruciorul de tragere, ceea ce complică soluția constructivă.

Bancurile de tragere hidraulice au căruciorul de tragere antrenat prin tija pistonului ce se deplasează într-un cilindru sub acțiunea presiunii unui lichid hidraulic. Principalele avantaje ale acestor bancuri sunt posibilitatea reglării vitezei de tragere în limite largi și forțele de tragere mari pe care le pot dezvolta. Din acest motiv ele sunt destinate cu precădere la tragerea oțeluri speciale.

Bibliografie partea I

1. Cazimirovici, E., Negulescu, I., Târcolea, M., Răducanu, D., Teoria si tehnologia deformării prin tragere, Ed. Tehnică, București, 1990.
2. Susan, M., Deformarea metalelor prin tragere, Ed. Tehnopress, Iași, 2002.
3. Susan, M., Trefilarea sârmelor de oțel, Ed. Cerami, Iasi, 2008
4. Avitzur, B. , Handbook of metal-Forming Process, Ed. John Wiley & Sons. N. York, 1983, Cap. 9: Tubing and Tubular products.
5. E. Felder, C. Levrau, M. Mantel, N.G. Truong Dinh, Identification of the work of plastic deformation and the friction shear stress in wire drawing, *Wear*, 2012, 286-287, 27-34.
6. Tittel, V., Zelenay, M., Kudelas, L., Effect of drawing angle size of a die on wire drawing and bunching process, *Metal 2012 Conference*, 23 - 25 May 2012, Brno, Czech Republic
7. Sang-Kon Lee, Seon-Bong Lee, Byung-Min Kim, Process design of multi-stage wet wire drawing for improving the drawing speed for 0.72 wt% C steel wire, *J. of Materials Processing Technology*, 2010, 210(5), 776-783.
8. Aly El-Domiaty, Sadek Z. Kassab, Temperature rise in wire-drawing, *Journal of Materials Processing Technology*, 83(1-3), 72-83.
9. A. Haddi, A. Imad, G. Vega, Analysis of temperature and speed effects on the drawing stress for improving the wire drawing process, *Materials & Design*, 32(8-9), 2011, 4310-4315.
10. Wright, R. N., *Wire technology: Process Engineering and Metallurgy*. Butterworth – Heinemann, 2011, 320 p. ISBN 978-0-12-382092-1
11. Neves, F. O., Button, S. T., Caminaga, C., Gentile, F. C., Numerical and experimental analysis of tube drawing with fixed plug, *Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering*, 2005, 27(4)
12. E.M. Rubio, A.M. Camachoa, L. Sevilla, M.A. Sebastian, Calculation of the forward tension in drawing processes, *Journal of Materials Processing Technology* 162–163 (2005) 551–557
13. <https://www.hyperion.sandvik.com/en/products/cemented-carbide/wire-dies-nibs-tungsten-carbide>
14. <http://www.paradie.com/products/>

PARTEA a II-a

EXTRUDAREA METALELOR

1. DEFORMABILITATEA LA RECE A METALELOR IN CONTEXTUL PRELUCRĂRII PRIN EXTRUDARE

1.1. Definiții

În prezent, cele mai multe lucrări legate de prelucrarea prin extrudare la rece se ocupă cu stabilirea fenomenelor care stau la baza proceselor de deformare, caracterizând comportarea materialului în timpul deformării prin mărirea tensiunilor și prin gradul de deformare logaritmic. Astfel, mărirea tensiunilor ce marchează începutul curgerii materialului definește rezistenței la deformare, iar variația acestor mărimi cu creșterea gradului de deformare caracterizează modul de curgere al materialului.

Indicii limită ai gradului de deformare exprimă deformabilitatea materialului sau gradul de deformare maxim pe care materialul îl suportă, fără să-și distrugă integritatea în timpul unui proces de deformare (adică în zona de deformare nu apar fisuri sau chiar rupturi).

Din definiția gradului de deformare maxim (limită), rezultă că valorile pentru această mărime se pot determina numai prin încercări de deformare, dar rezultatele acestor încercări nu pot fi transpuse direct cantitativ asupra proceselor de deformare întâlnite în practică, ci numai în condițiile unei concordanțe între starea de tensiune determinată în condițiile de laborator și valoarea tensiunii medii principale reale.

1.2. Determinarea deformabilității metalelor extrudate

Comportarea la deformări plastice a materialelor, se poate aprecia prin trei încercări: testul de tracțiune, testul de compresiune și testul de strivire. Fiecare din aceste metode prezintă avantaje și dezavantaje.

Inercarea la tracțiune permite realizarea unei sollicitări uniaxiale suficient de omogene, dar, datorită apariției stricțiunii, rezultatele sunt sensibil diferite de cele obținute în procesele reale de deformare plastică.

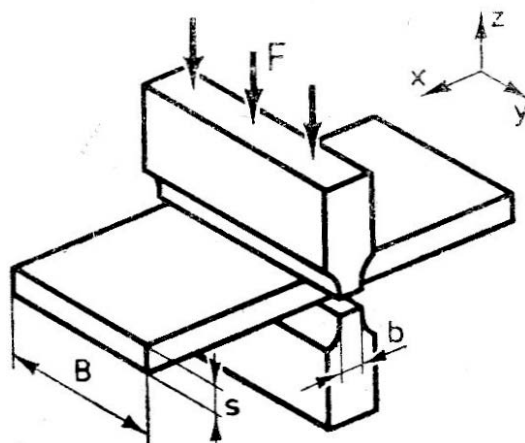


Fig.1.1. Incercarea la compresiune plană

La încercarea de strivire (fig.1.1), deformația este mai puțin omogenă, fie datorită frecării dintre sculă și epruvetă, fie datorită îngreunării curgerii materialului, după axa y, ceea ce conferă condiții de deformare plană [1, 2].

Inercarea de compresiune poate genera stări de sollicitare neomogene, datorită frecării dintre sculă și epruvetă, determinând apariția fenomenului de butoiere.

Frecarea dintre sculă și epruvetă poate fi micșorată, dar nu complet anulată.

La proba ideală, se pune condiția ca materialul să fie omogen, iar între sculă și fețele epruvetei să nu existe frecare. În aceste condiții, deformările plastice vor fi uniforme, fie în direcție axială, fie în direcție radială (fig.1.2).

Condițiile de sollicitare în fiecare punct al epruvetei, vor fi date de ecuațiile:

$$\sigma_h = \frac{F}{A}; \text{ iar } \sigma_r = \sigma_\theta = 0, \quad (1.1)$$

în care :

F - sarcina în momentul considerat;

A – aria secțiunii, în momentul considerat;

σ_h - efortul axial;

σ_r - efortul radial;

σ_ω - efortul circumferențial.

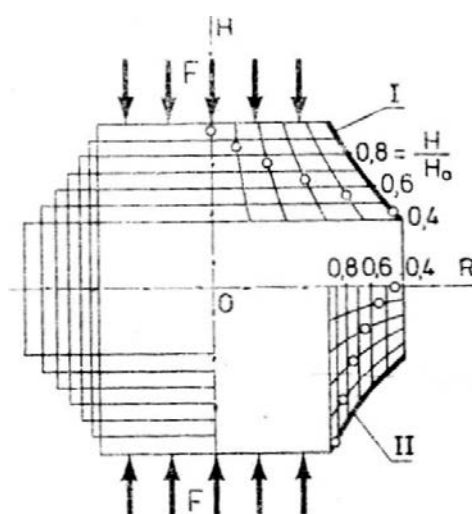


Fig.1.2. Schema deformării ideale a unei epruvete sollicitată la compresiune [1]

Deformările efective ale epruvetei în fiecare moment, vor fi :

$$\varepsilon_h = \ln \frac{H}{H_0}, \text{ iar } \varepsilon_r = \varepsilon_\omega = -\frac{\varepsilon_h}{2}, \quad (1.2)$$

în care :

H_0 - înălțimea inițială a epruvetei;

H – înălțimea epruvetei în momentul considerat.

Considerând mișcarea unui punct (fig. 1.2) de coordonate r_0 și h_0 și folosind legea constantei volumului, se poate scrie :

$$r = r_0 \left(\frac{h_0}{h} \right)^{\frac{1}{2}}, \quad (1.3)$$

deci toate punctele situate în planul $r-h$ al epruvetei de compresiune ideală se vor mișca de-a lungul unor hiperbole.

În epruveta reală de compresiune, prezența frecării dintre sculă și fețele epruvetei va determina condiții de solicitare complexe, care vor genera deformări neomogene, caracterizate de butoierea epruvetei, trecerea unei porțiuni a suprafeței laterale a epruvetei în suprafața de contact și insuficienta lățire a suprafețelor de contact ale epruvetei.

Fenomenul de butoiere demonstrează că în epruvetă sunt prezente solicitări tangențiale datorită cărora direcția solicitării principale nu este axială, iar trecerea suprafeței laterale în suprafața de contact ar determina o reducere anormală a înălțimii epruvetei. Datorită acestui fenomen calculul deformării nu poate fi bazat numai pe reducerea înălțimii.

Eliminarea frecării la interfața sculă-semifabricat poate fi obținută prin utilizarea unor nicovale cu suprafețe conice cu unghiul de înclinare egal cu unghiul de frecare. În acest fel, de-a lungul suprafețelor conice apare o componentă egală și de sens opus cu forța de frecare. Din păcate însă, aceste condiții „ideale” sunt realizabile numai la începutul deformării: pe măsură ce deformația se propagă în material, scade înălțimea epruvetei, iar zona periferică a epruvetei crește, în timp ce înălțimea zonei centrale scade. Cu alte cuvinte, vom avea o deformație mai mare a epruvetei în centru și mai redusă pe generatoare, ceea ce evident înseamnă o deformație neuniformă în volum a epruvetei. Dacă epruveta este suficient de lungă, va exista în material o zonă în care câmpul de tensiuni și deformații va fi relativ uniform. Pentru situația în care proba ar avea lungime infinită, efectul

frecării ar putea fi neglijat. Intrucât aceasta nu este o soluție practică, rămâne soluția grafică de interpolare care face apel la un set de epruvete de diferite raporturi diametru/înălțime. Însă valori reale ale tensiunii efective se obțin prin această metodă doar pentru înălțimi $> 1,5d$ și pentru deformări ce nu depășesc 30%.

Fenomenul de butoiere poate fi micșorat printr-o lubrifiere corespunzătoare a interfeței sculă-semifabricat, realizându-se o deformare radială a materialului din vecinătatea sculei, obținându-se o lățire aproape uniformă. O bună lubrifiere se poate obține prin practicarea unor „buzunare” circulare sau toroidale de lubrifianț pe suprafețele frontale de contact ale epruvetelor. Totuși, în acest mod nu se pot obține deformații cvasiomogene decât până la grade de deformare de cca. 45%.

Încercarea de compresiune este indicată pentru studierea deformărilor plastice mari, specifice proceselor de extrudare.

Comportarea la prelucrare prin extrudare a unui material se caracterizează, printre altele, și prin rezistența la deformare k_f . Aceasta este o tensiune de referință care indică începutul curgerii materialului. După ipoteza deformării a lui von Mises, rezistența la deformare este de forma:

$$k_f = \sqrt{\frac{1}{2}[(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2]} \quad (1.4)$$

unde $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$ sunt tensiuni principale. În cazul unei stări de tensiune uniaxială, $\sigma_2 = \sigma_3 = 0$ ambele criterii de curgere duc la $\sigma_1 = k_f$. Această condiție poate fi îndeplinită numai dacă frecarea dintre suprafața epruvetei și sculă este neglijabilă.

Comportarea la deformare și în special intensitatea cu care un material se durifică în timpul deformării plastice la rece se poate determina

și din curba caracteristică a deformării materialului respectiv. Această curbă redă variația rezistenței la deformare k_f , funcție de gradul de deformare real (exprimat logaritmic). Prin rezistența la deformare se înțelege acel efort exterior necesar producerii curgerii materialului, aplicat într-o stare de tensiune liniară. Dacă determinările nu se pot face într-o stare de tensiune liniară, eforturile determinate se convertesc prin calcul în eforturi corespunzătoare stării de tensiune liniară.

Rezistența la deformare a unui material depinde de: compoziția chimică a materialului, structura acestuia, viteza de deformare, cât și de gradul anterior de deformare aplicat materialului. Pentru majoritatea metalelor influența gradului logaritmic de deformare φ asupra rezistenței de deformare k_f se exprimă cu precizie destul de bună prin funcția exponențială :

$$k_f = k \cdot \varphi^n, \quad (1.5)$$

în care:

k - rezistența la deformare corespunzătoare unui grad de deformare logaritmic $\varphi = 1$;

n – coeficientul (sau exponentul) ecruisării.

Prin logaritmare, relația (1.5) devine :

$$\log k_f = \log k + n \log \varphi. \quad (1.6)$$

În acest caz curba caracteristică devine o dreaptă, unde n reprezintă panta dreptei.

Pentru determinarea experimentală a curbei caracteristice deformării, se pot folosi oricare din procedeele de deformare, cu condiția cunoașterii stării de tensiune.

Desfășurarea rațională a procesului de deformare plastică, constituie unul din criteriile de bază ale optimizării tehnologiilor de extrudare la rece.

Prin desfășurarea rațională a procesului se înțelege realizarea unor condiții de curgere a materialului în care neuniformitățile deformărilor locale să fie minime, iar gradele de deformare să fie mai mici decât cele admisibile.

Metoda cea mai utilizată pentru punerea în evidență și determinarea neuniformității deformării este „metoda rețelei rectangulare”. În esență, metoda rețelei rectangulare constă în extrudarea unei epruvete formată din doi semicilindri (fig.1.3). Pentru punerea în evidență a neuniformității deformării, pe suprafața de contact a unuia dintre semicilindri se execută o rețea rectangulară având distanța între canale de 1 sau 2 mm, în funcție de mărimea epruvetei, iar adâncimea lor de 0,5 mm. Celălalt semicilindru se execută fără rețea, iar suprafața de contact se izolează cu un material subțire sau se lubrificiază pentru a nu permite lipirea sau sudarea semicilindrilor în timpul extrudării.

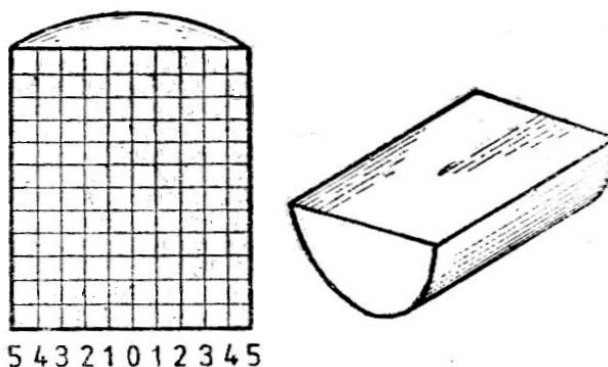


Fig.1.3. Epruvetă pentru determinarea neuniformității deformării la extrudare

Planul de separație al semicilindrilor constituie în același timp și planul de simetrie; rezultă că în timpul extrudării cele două părți fiind absolut omogene din punct de vedere al caracteristicilor fizico-chimice, valoarea tensiunilor este nulă pe acest plan. Adică, curgerea materialului în cazul extrudării cilindrului format din două bucăți este aceeași ca și în cazul

cilindrului întreg. Neuniformitatea deformării în direcție longitudinală (fig.1.4) crește brusc de la zero, în capătul din față al semifabricatului extrudat, la o valoare de stabilizare pe care și-o menține aproximativ constantă pe toată lungimea acestuia.

Neuniformitatea deformării longitudinale mai poate fi determinată și prin folosirea valorilor unghiului γ , care reprezintă unghiul de înclinare dintre direcția inițială și direcția pe care o are în punctul dat linia transversală a fostei rețele rectangulare.

Încercarea la tracțiune este cea mai utilizată dintre încercările statice, pentru că oferă posibilitatea determinării unei serii de caracteristici de rezistență și plasticitate printr-un procedeu relativ simplu, care permite solicitarea materialului de încercat până la epuizarea capacității de deformare.

De asemenea forma rupturii este determinată aproape exclusiv de tensiunile tangențiale (alunecării), iar aspectul este determinat de structura cristalină și de mărimea grăuntelui. În cazul găturilor mari, distribuția neuniformă a tensiunilor poate produce rupturi de diferite forme, după preponderența rezistenței la alunecare sau a coeziunii.

Comportarea la ecruisare a unui material metalic se poate descrie în mod obișnuit prin curba de curgere $k_f = f(\varphi)$, care arată relația dintre tensiunea de curgere k_f și modificarea formei (k_f exprimând solicitarea monoaxială necesară pentru a se produce deformarea plastică a materialului).

Cunoașterea valorii numerice a coeficientului de ecruisare a unui material, reprezintă un mijloc complex de descriere și de apreciere a comportării materialului, în vederea deformării la rece în condiții practice și contribuie la completarea caracteristicilor clasice determinate prin încercări la tracțiune.

Determinarea coeficientului de ecrusare prin încercarea la tracțiune prezintă avantajul că elimină influența forțelor de frecare (de la compresiune), dar are dezavantajul că solicitarea epruvetei poate deveni neuniformă datorită fenomenului de stricțiune.

Încercarea la compresiune se apropie cel mai mult de majoritatea operațiilor de prelucrare prin deformare la rece, iar distribuția eforturilor sunt în funcție de dimensiunile epruvetei și de frecarea dintre epruvetă și sculă.

Mărimea efortului axial σ_z care acționează pe suprafața de contact, poate fi exprimată printr-o funcție de forma:

$$\sigma_z = f\left(\sigma, \mu, \frac{d}{H_0}, r\right), \quad (1.8)$$

în care :

σ_z - efortul axial la marginea epruvetei ;

μ - coeficient de frecare;

d - diametrul epruvetei;

H_0 - înălțimea epruvetei;

r – raza cercului considerat.

Dacă la încercarea prin tracțiune fisurile pornesc din axa epruvetei, la încercarea prin compresiune fisurile apar pe partea laterală a epruvetei, adică sunt produse mai puțin de efortul σ_z .

Pentru calculul rezistenței la deformare nu se poate utiliza relația (1.4), deoarece este aproape imposibil de a crea condițiile unei deformări uniforme sau în cazul deformării neuniforme nu există posibilitatea măsurării eforturilor σ_2 și σ_3 . De aceea pentru calculul rezistenței la deformare k_f , se va utiliza relația:

$$k_f = \frac{F}{m \cdot A}, [\text{daN} / \text{mm}^2] \quad (1.9)$$

în care :

F - forța maximă, în daN;

m – coeficient de corecție, care ține seama de frecarea dintre suprafețele de contact a sculei cu epruveta ($m = 1 + 0,1 \cdot d_{\min} / h$);

A – aria secțiunii maxime a epruvetei deformată ($A = \pi d_{\max}^2 / 4$), în mm^2 .

Din cele prezentate rezultă că rezistența la deformare este funcție de gradul de deformare și viteza de deformare, adică :

$$k_f = f(\varphi, \dot{\varphi}). \quad (1.10)$$

Studierea deformării prin torsiune, ținându-se seama de starea spațială de eforturi este mai dificilă, deoarece aceste fenomene sunt de natură mai mult fizică decât geometrică și depind foarte mult de natura materialului [2]. În practica deformărilor la rece cazurile de solicitare se întâlnesc mai frecvent în domeniul elasto - plastic cu ecrusare, de aceea se va trata problema torsionării epruvetelor în acest domeniu (fig.1.5).

Expresia momentului de torsiune M_t va fi dat de relația :

$$M_t = M_{te} + M_{tp} + M_{td}, \quad (1.11)$$

în care :

M_{te} - momentul de torsiune elastic (pe zona r_o);

M_{tp} – momentul de torsiune plastic (pe zona $R-r_o$);

M_{td} – momentul de torsiune datorat ecrusării materialului.

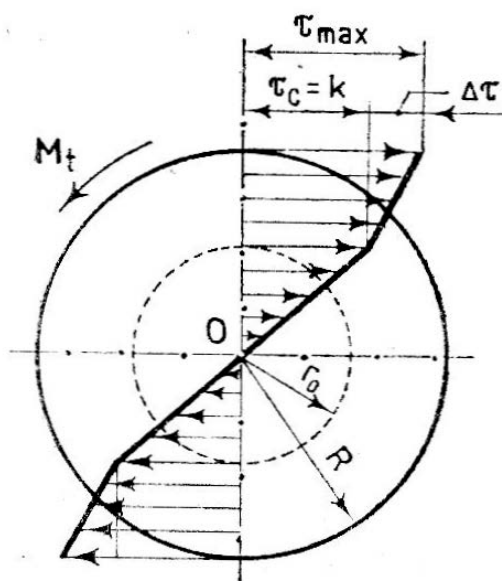


Fig. 1.5. Distribuția efortului tangențial la torsiunea elasto - plastică de ecrusare [1].

Pentru calculul momentelor menționate în relația (1.11) este necesar a se stabili mărimea r_0 , care delimitează zona deformată elastic, de zona deformată plastic. Se va considera o lungime elementară dl din epruveta sollicitată (fig.1.6), iar din modul de deformare, se poate scrie :

$$bb' = \gamma \cdot dl = r \cdot d\alpha, \quad (1.12)$$

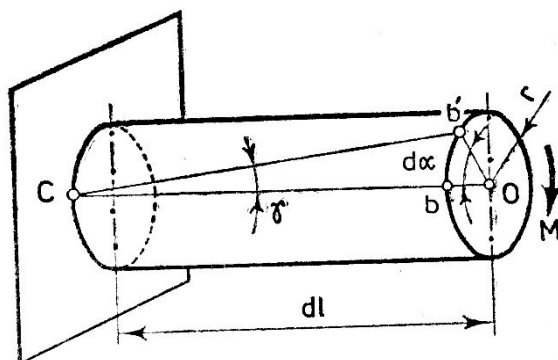


Fig. 1.6. Schema deformației unghiulare la torsiunea epruvetelor.
Expresia (1.12) se mai poate scrie astfel:

$$\gamma = r \frac{d\alpha}{dl}, \quad (1.13)$$

în care:

γ este deformația unghiulară;

$d\alpha$ - unghiul de răsucire atins;

dl – lungimea epruvetei răsucite.

Aplicând relației (1.13), legea lui Hooke pentru torsiune, se obține :

$$\tau = G \cdot \gamma, \quad (1.14)$$

în care :

G - modulul de elasticitate transversal;

τ - efortul tangențial.

Din relațiile (1.13) și (1.14) se poate calcula valoarea lui r_0 , în condițiile în care $\tau = k$ și $r = r_0$:

$$r_0 = \frac{k}{G} \cdot \frac{dl}{d\alpha}, \quad (1.15)$$

Efortul tangențial maxim existent la fibra exterioară a epruvetei este format din două componente :

$$\tau_{\max} = k + \Delta\tau, \quad (1.16)$$

în care :

$\Delta\tau$ - creșterea efortului tangențial ca urmare a ecruisării;

k – efortul tangențial.

Valoarea lui $\Delta\tau$, se poate calcula cu relația :

$$\Delta\tau = (\gamma - \gamma_c) D' \quad (1.17)$$

unde :

D' - modulul de ecruisare;

γ - deformația unghiulară maximă;

γ_c - deformația unghiulară pentru $\tau = k$.

Ținându-se seama de relația (1.14) și (1.15), relația (1.17) devine:

$$\Delta\tau = (R - r_0) \cdot \frac{\alpha}{l} \cdot D'. \quad (1.18)$$

În aceste condiții, expresiile momentelor de torsiune din relația (1.11) devin:

$$\begin{aligned} M_{te} &= \frac{\pi d_0^3}{16} k; \\ M_{tp} &= \frac{\pi}{12} (d^3 - d_0^3) k; \\ M_{tD} &= \int_{r_0}^R 2\pi r^2 \cdot \Delta\tau_r \cdot dr. \end{aligned} \quad (1.19)$$

Pentru calculul momentului de torsiune M_{tD} datorat ecruisării, este necesară cunoașterea valorii $\Delta\tau_r$, valoare care se poate calcula din fig.1.6, dacă :

$$\frac{\Delta\tau_r}{r - r_0} = \frac{\Delta\tau}{R - r_0}, \quad (1.20)$$

De unde :

$$\Delta\tau_r = \frac{r - r_0}{R - r_0} \cdot \Delta\tau.$$

Înlocuind valoarea lui $\Delta\tau_r$ în integrala de mai sus, acesta devine :

$$M_{tD} = \int_{r_0}^R 2\pi r^2 \cdot \frac{r - r_0}{R - r_0} \cdot \Delta\tau dr. \quad (1.21)$$

Rezolvând această integrală în limitele stabilite și înlocuind pe $R = d/2$ și $r_0 = d_0/2$, se obține :

$$M_{tD} = \frac{\pi d^4}{48(d - d_0)} \left(3 - 4 \frac{d_0}{d} + \frac{d_0^4}{d^4} \right) \cdot \Delta\tau. \quad (1.22)$$

Înlocuind valorile obținute în relațiile (1.18) și (1.22) în relația (1.11), expresia momentului de torsiune M_t , devine :

$$M_t = \frac{\pi d^3 k}{4d^3} \cdot \left[1 - \frac{d_0^3}{4d^3} + \frac{d}{4(d-d_0)} \left(3 - 4 \frac{d_0}{d} + \frac{d_0^4}{d^4} \right) \frac{\Delta\tau}{k} \right]. \quad (1.23)$$

Așa cum reiese din expresia momentului de torsiune, redat de relația (1.23), rezultă că acest tip de încercare este mult mai complex decât încercările clasice, deoarece epruveta este sollicitată în domeniu elasto – plastic cu ecruisare, lucru care face ca această încercare să se apropie mai mult de condițiile reale în care au loc prelucrările prin deformare în volum. Totodată la această încercare participă tot materialul epruvetei la deformare, iar ca indice al deformabilității se poate lua numărul de rotații n sau raportul n/l_0 înregistrat până la ruperea epruvetei.

2. PROCESUL DE EXTRUDARE

2.1. Clasificarea procedeelor de extrudare la rece

Extrudarea este operația de deformare în volum, prin care se execută piese cu configurații simple sau complexe, pe baza curgerii plastice a materialului în spațiul dintre poanson și placa de extrudare sau prin orificiul plăcii de extrudare.

Operația de extrudare implică reduceri din aria acțiunii semifabricatului până la 90% și chiar mai mult, într-o singură operație. Este evident că astfel de reduceri ale secțiunii implică probleme dificile, abordabile prin cunoștințe din domeniul plastico-mecanicii.

Deformarea metalelor în cazul extrudării, se efectuează în interiorul cristalelor, prin alunecare și maclare. Plasticitatea unui metal depinde de capacitatea cristalelor de a se deforma în direcții finite, odată ce a fost depășită o anumită tensiune critică, fără ca în acest fel să se distrugă legătura dintre straturile care alunecă. Această proprietate a metalelor și aliajelor este utilizată în procesul extrudării.

Extrudarea se clasifică după temperatura la care are loc fenomenul de deformare plastică, modul și sensul de acționare al forței, respectiv al curgerii materialului în matriță (fig.2.1).

În cazul extrudării directe, direcția și sensul de curgere a materialului ce se deformează sunt în aceleași direcția și sensul de deplasare. La extrudarea inversă, materialul se deplasează în sens invers față de poanson, la extrudarea combinată materialul se deplasează materialul se deplasează simultan în ambele sensuri, iar la extrudarea laterală, între direcția de deplasare a poansonului și curgerea materialului există un unghi de decalare de $0...180^\circ$.

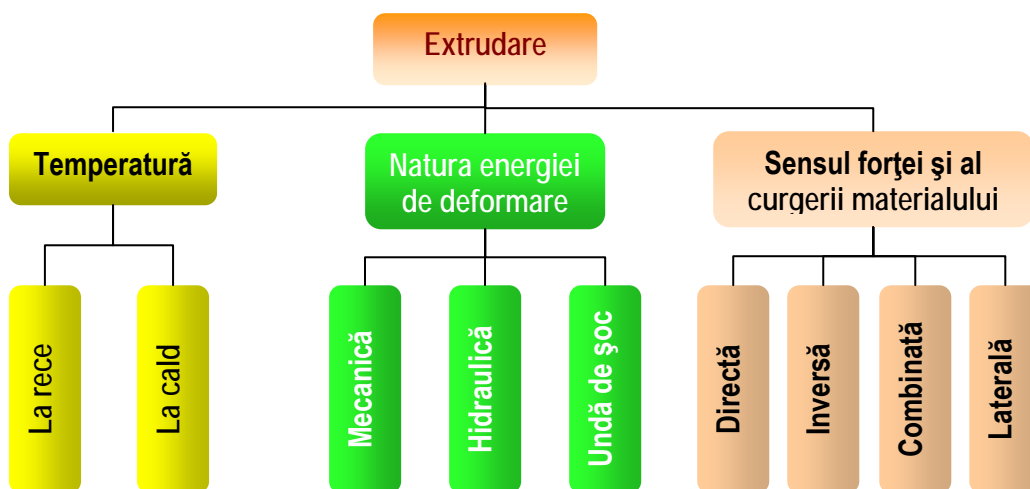
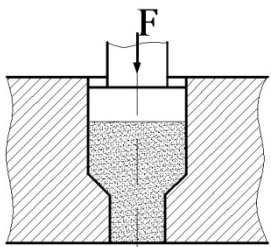
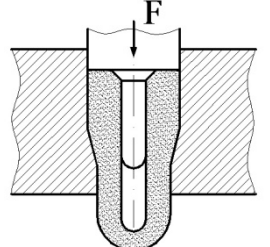
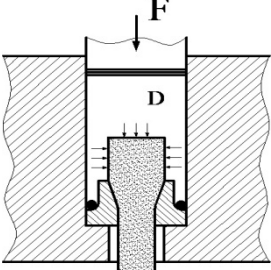
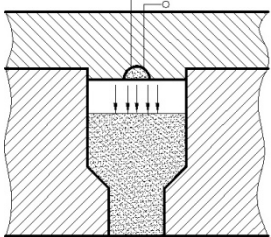
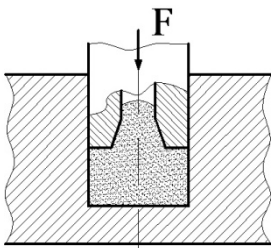
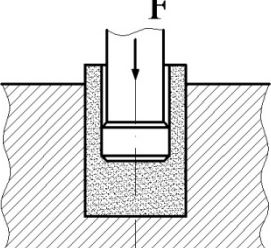
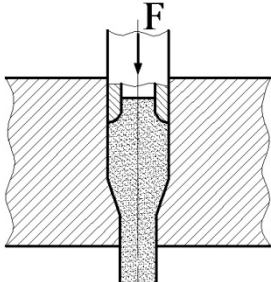
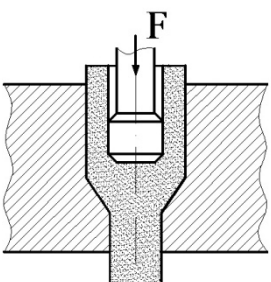
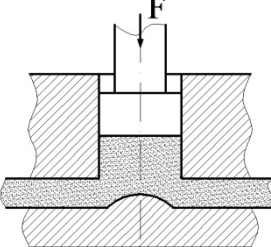


Fig. 2.1. Clasificarea procedeelor de extrudare

Extrudarea poate fi directă, inversă, combinată (mixtă) și laterală (tabelul 2.1). În afară de aceste scheme tehnologice devenite clasice s-au mai experimentat cu succes o serie de noi variante, cum ar fi: extrudarea în matrițe mobile (matrița se deplasează pentru micșorarea frecărilor) și extrudarea printre valțuri (cilindri profilați).

Tab. 2.1. Schemele de principiu ale procedeelor de extrudare

Criteriul de clasificare		Schema de principiu	
După sensul de deplasare a materialului și sensul forței	După natura forței de presare	Profile pline	Profile tubulare
Directă	Mecanică		

	Hidrostatică		---
	Undă de șoc		---
Inversă	Mecanică		
Combinată	Mecanică		
Laterală	Mecanică		---

2.2. Procesul general de extrudare

În timpul extrudării la rece se poate considera că procesul deformării materialului prezintă etape diferite în funcție de tipul extrudării. Aceste etape de deformare depind de modul de deplasare a materialului în raport cu elementele active și influențează forțele de frecare dintre materialul ce se deformează și elementele active.

Deformarea materialului în timpul extrudării la rece este determinată de mai mulți factori, dintre care se pot menționa: metoda de extrudare, gradul real de deformare φ , proprietățile fizico-mecanicii ale materialului, viteza de eformare, forma geometrică a părților active ale matriței de extrudare, frecarea dintre material și suprafața de contact a sculelor etc.

Datorită prezenței frecării dintre suprafața de contact a semifabricatului cu elementele active și a deformării complexe a materialului pe planele de alunecare, deformarea este neuniformă în volumul semifabricatului, astfel că unele zone aproape că se găsesc într-o stare de deformare elastică.

În timpul procesului de deformare, presiunea de extrudare, respectiv forța necesară, nu rămâne constantă; la început are loc o creștere rapidă a presiunii, ce se datorează comprimării inițiale a semifabricatului pentru ca materialul să umple matrița, iar pe măsură ce materialul începe să curgă prin placa activă (cavitatea activă a matriței), presiunea necesară pentru a menține curgerea, scade continuu, deoarece forțele de frecare scad în urma micșorării lungimii de contact între material și pereții plăcii active (fig.2.1). Gradul de deformare logaritmic φ are o mare influență asupra mărimii presiunii de extrudare, forța de extrudare fiind o funcție aproximativ liniară fata de gradul de deformare logaritmic.

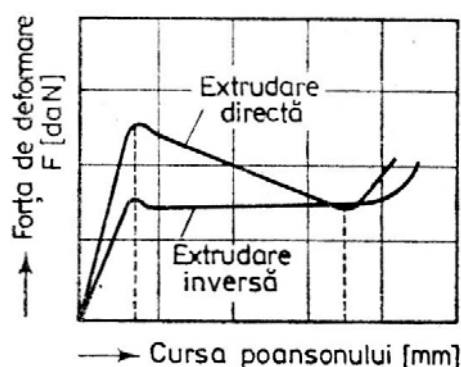


Fig.2.1. Variația forței de extrudare în funcție de cursa poansonului

O alta particularitate care influențează esențial procesul de extrudare la rece pe mașinile automate este faptul că în urma succesiunii rapide a fazelor, piesele se încălzesc (datorită efectului termic al deformării) astfel încât ajung la cca 200...300°C sau chiar mai mult în ultimul post. Ne apropiem deci, de condițiile de lucru specifice procedurii de “extrudare la semicald”, când materialul are o plasticitate mai mare și o rezistență la deformare mai mică. Acest efect trebuie luat în considerare mai ales în cazul materialelor cu temperaturi coborâte ale tranziției ductil - fragil.

2.3. Procesul de deformare la extrudarea directă

Deformarea materialului prin extrudare directă prezintă patru etape distincte:

- Prima etapă a procesului reprezintă perioada de refulare a semifabricatului până la umplerea totală a volumului dintre placa activă și poanson, efortul de extrudare crescând brusc (fig.2.2,a). În această etapă materialul este ecruisat pe întregul volum, în același timp are loc fenomenul de învingere a forțelor interioare de rezistență și a forțelor de frecare de pe suprafața de contact a materialului în direcția de acționare a forței.
- A doua etapă a procesului de extrudare directă constă din momentul începerii curgerii metalului prin orificiul plăcii active și până când cursa poansonului ajunge egală cu cca 2/3 din înălțimea inițială a semifabricatului (fig.2.2,b).

- În etapa a treia materialul continuă să curgă prin orificiul plăcii active și ea cuprinde deformarea pe distanța $x = h/3$ și $x = D$ (fig.2.2,c).

Efortul de deformare în acest caz scade până când înălțimea materialului devine egală cu diametrul orificiului.

În aceasta etapă a procesului de deformare, pe măsură ce poansonul se apropie de zona inferioara a plăcii active, zona activă de deformare se subțiază, apropiindu-se de straturile de material in contact cu pereții plăcii active punându-se în mișcare și straturile zonei staționare.

- În etapa a patra, straturile de metal din vecinătatea poansonului continuă sa curgă, iar când înălțimea restului de material neextrudat devine mai mică decât diametrul orificiului ($x < d$), efortul de extrudare crește foarte repede, creșterea fiind cu atât mai intensă cu cat procesul de extrudare se apropie de sfârșit (fig.2.2,d).

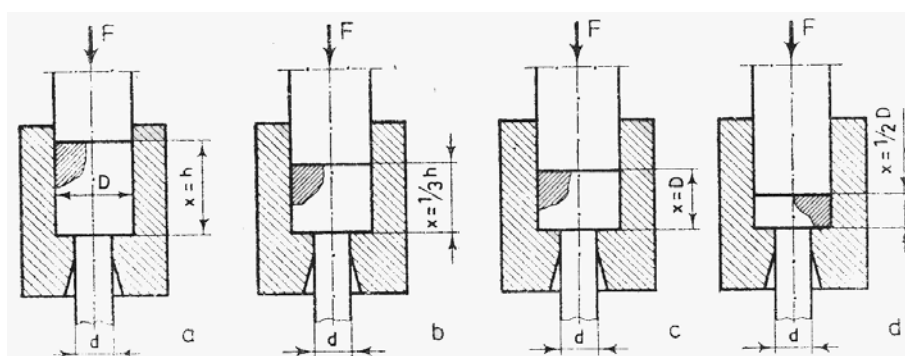


Fig.2.2. Etapele de deformare a materialului la extrudarea directă [1]

Creșterea forței de extrudare în ultima etapă se datorează răspândirii zonei active de deformare în toată grosimea materialului.

În figura 2.3 este reprezentată schema forțelor exterioare și a tensiunilor ce acționează asupra materialului în timpul extrudării directe.

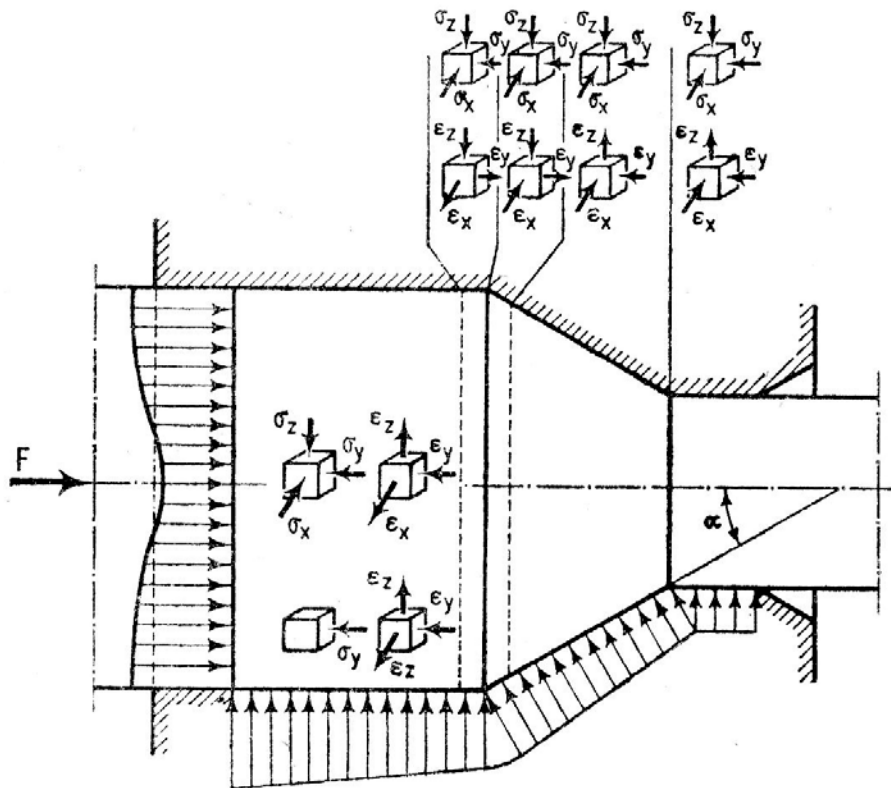


Fig.2.3. Schema eforturilor și a deformațiilor la extrudarea directă [1]

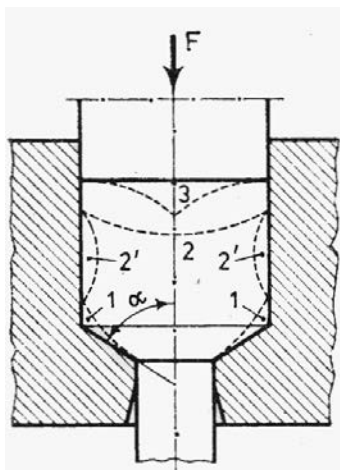


Fig.2.4. Zonele de deformare la extrudarea directă

Pentru extrudarea directă există și alte considerații privind procesul de curgere al metalului și anume: volumul semifabricatului se poate împărți pe zone de deformare așa cum sunt prezentate în figura 2.4.

Zonele 1 și 3 sunt supuse deformării elastice, iar zona 2 deformării plastice, în aceste condiții poate apărea și zona 2', când materialul de la partea exterioară a semifabricatului poate să ajungă în partea

centrală, așa cum este arătat schematic în fig.2.5.

Volumul și configurația zonelor elastice depind în mare măsură de condițiile concrete ale deformării, dacă se lucrează cu înclinație α mică și se asigură o ungere bună, atunci zona elastică din partea inferioară a plăcii active (zona 1) se micșorează sau se înlătură complet. Rezultă deci că există un unghi α optim pentru care zona elastică inferioară nu este prezentă și acest unghi α optim depinde de condițiile ungerii și de gradul de deformare.

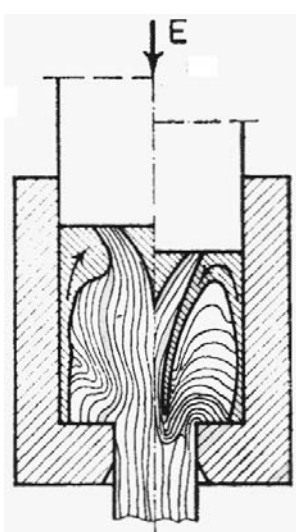


Fig.2.5. Curgerea metalului la extrudarea directă

Formarea zonei elastice în partea inferioară a plăcii active are o mare importanță practică, influențând calitatea suprafeței semifabricatului extrudat. Există pericolul ca în zona 1 și zona 2 să se producă fisuri care pot să ajungă în tija piesei [5].

Din punct de vedere al curgerii se recomandă ca placa activă să aibă înclinația $\alpha = 45^\circ \dots 65^\circ$, înclinația mai mică pentru materiale cu deformabilitate mai redusă și raport A_0/A_1 mai mic și invers. Este de remarcat că, cu cât

unghiul α este mai mic, cu atât deformarea se va produce mai neuniform pe secțiune (fig. 2.6).

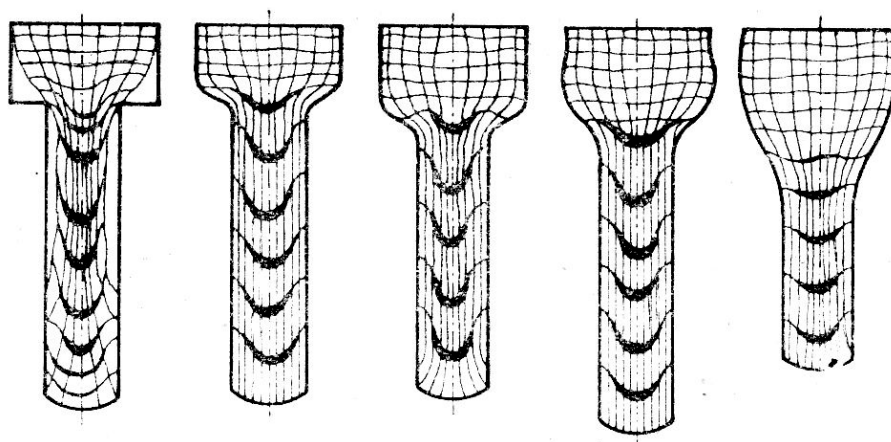


Fig.2.6. Influența conicității plăcii active asupra curgerii metalului la extrudarea directă

2.4. Procesul de deformare la extrudarea inversă

Deformarea materialului în timpul extrudării inverse se desfășoară în mod diferit față de extrudarea directă. Prima etapă asemănătoare cu extrudarea directă cuprinde procesul de umplere completă a volumului dintre poanson și matriță, efortul de extrudare crescând brusc [3].

În această etapă volumul de material ecruisat, iar odată cu învingerea forțelor interioare de rezistență și a forțelor de frecare dintre material și părțile active ale matriței începe procesul de deformare (fig.2.7,a). Zona activă de deformare se concentrează în apropierea suprafeței frontale a poansonului. A doua etapă a procesului de deformare începe din momentul curgerii materialului în spațiul inelar dintre poanson și placa activă, efortul de extrudare rămânând aproximativ constant până când înălțimea semifabricatului se reduce la cca. $1/3$ din înălțimea inițială h (fig.2.7,b).

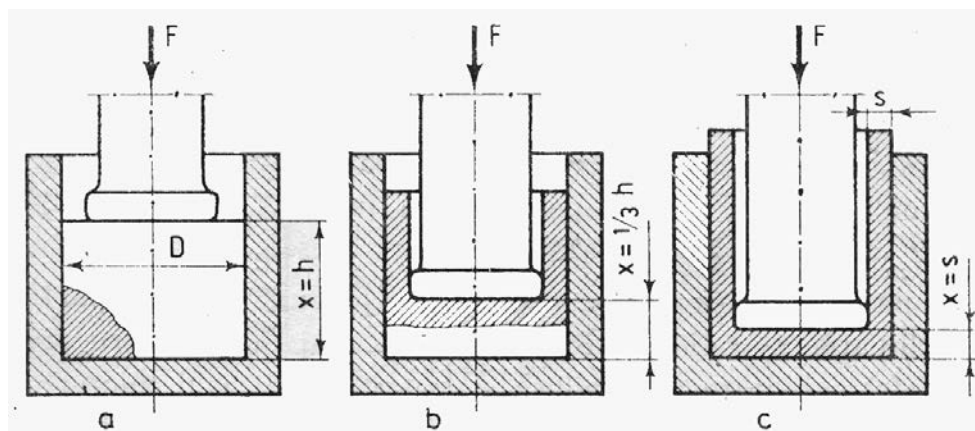


Fig. 2.7. Etapele de deformare a materialului la extrudarea inversă

Zona activă de deformare plastică se concentrează pe porțiunea razei de curbura a poansonului, în timp ce pe partea cilindrică a poansonului are loc o alunecare (fără deformare plastică), cu o valoare mai mică a coeficientului de frecare (fig.2.8).

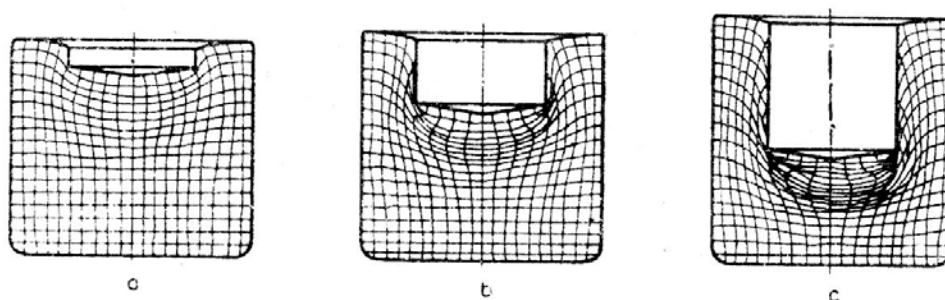


Fig.2.8. Schema curgerii metalului la extrudarea inversă

Deoarece zona activă de deformare se deplasează pe axa verticală a semifabricatului și rămâne tot timpul constantă ca mărime și formă, valoarea efortului de extrudare în această etapă rămâne aproximativ constant.

În etapa a treia, materialul continuă să curgă până când înălțimea semifabricatului devine egală cu grosimea peretelui piesei (fig.2.8,c), aceasta etapă este însoțită de o producere intensă de căldură (în cazul oțelului cca. 200...300 °C).

În etapa a patra, înălțimea semifabricatului devine mai mică decât grosimea peretelui piesei și are loc curgerea straturilor de metal vecine poansonului și creșterea temperaturii peste 300 °C.

Figura 2.9. reprezintă variația forței de extrudare în funcție de cursa poansonului la extrudarea inversă. Dacă extrudarea inversă se face cu viteze mari, etapa a patra a procesului de deformare poate să nu existe, cu condiția ca grosimea fundului semifabricatului să fie cel puțin egală cu jumătatea grosimii peretelui piesei.

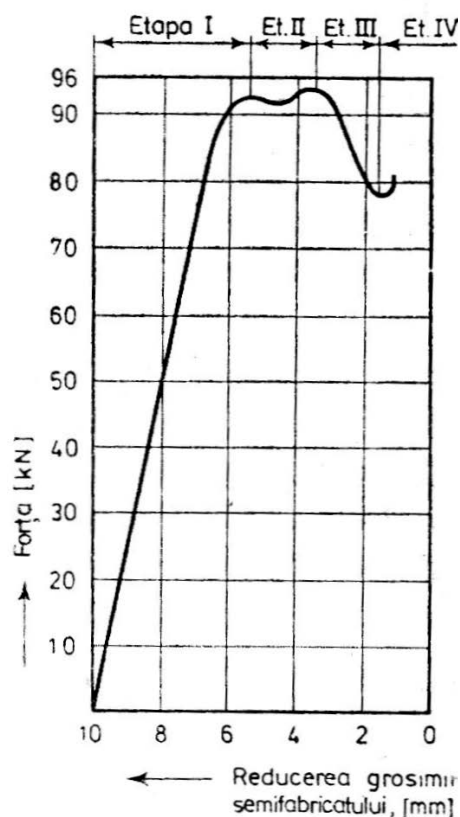


Fig.2.9. Variația forței pentru extrudare la rece a cuprului [1]

2.5. Procesul de deformare la extrudarea combinată

Extrudarea combinată poate fi clasificată pe baza criteriului numărului direcțiilor de curgere în trei grupe mari:

- prima grupă cuprinde procesele tehnologice la care direcția de curgere a materialului este una singură;
- grupa a doua cuprinde procesele tehnologice la care metalul curge în două direcții;
- în grupa a treia intră procesele tehnologice la care metalul curge în trei direcții;

S-a stabilit experimental, că la extrudarea semifabricatelor a căror înălțime nu depășește de 1,5 ori diametrul, focarul deformației este format din zone în care are loc extrudarea directă și inversă, aceste zone în timpul curgerii materialului se deplasează independent.

Pentru semifabricatele cu o lungime mai mare de 1,5 ori diametrul procesul extrudării combinate poate fi împărțit în următoarele faze distincte:

- faza inițială (extrudare nestabilizată);
- faza extrudării staționare sau stabilizată;
- faza finală.

În faza inițială se formează focarul de deformare și forțele cresc treptat, atingând la sfârșitul acestei faze o valoare maximă. În momentul în care prin orificiul plăcii active va curge un volum de material egal cu volumul de material aflat în zona focarului de deformare, se apreciază că începe etapa a doua a extrudării.

În etapa a doua a extrudării, forma și dimensiunile focarului de deformare nu se modifică dar zona extrudării inverse se deplasează împreună cu poansonul în sensul materialului nedeformat. La această fază, forța și deformațiile rămân practice constante.

La un anumit moment, zonele de extrudare directă și inversă se întâlnesc, și începe ultima fază a extrudării combinate.

S-a stabilit experimental că valoarea maximă a forței și a deformațiilor se atinge în etapa a doua a extrudării și rămâne aproximativ constantă până la terminarea completă a operației.

2.6. Materiale folosite pentru extrudarea la rece

Teoretic toate metalele și aliajele neferoase pot fi deformate plastic prin extrudare la rece, în practică însă, folosirea diverselor metale și aliaje neferoase este condiționată de valorile rezistenței la deformarea plastică a acestora, respectiv de solicitarea utilajelor și sculelor de lucru. Presiunea specifică de extrudare nu trebuie să depășească limita care asigură o durată economică de exploatare a elementelor active ale matrițelor (200-250 daN/mm²).

O altă limită este determinată de gradul de deformare maxim admisibil într-o singură operație de extrudare, care la rândul ei este în funcție de plasticitatea materialului.

Capacitatea unui material de a putea fi prelucrat prin extrudarea la rece, se stabilește în baza compoziției chimice, caracteristicilor de rezistență și a diagramei $\sigma - \varepsilon$ a materialului etc.

2.6.1. Influența elementelor de aliere

Teoretic, oțelurile extrudabile au concentrația în carbon de la 0,02% până la 0,6%, practic conținutul de carbon nu depășește 0,45%.

Scăderea plasticității oțelurilor prin mărirea conținutului de carbon se constată prin micșorarea alungirii și găturii la proba de tracțiune și prin creșterea limitei elastice și a rezistenței la rupere. Cele mai potrivite sunt oțelurile cu diagrama $\sigma = f(\varepsilon)$ aplatizată, cu o valoare scăzută a limitei de curgere și o valoare ridicată a alungirii și găturii la rupere.

Datorită celor amintite mai sus, oțelurile folosite pentru extrudarea la rece sunt în cele mai multe cazuri nealiate sau slab aliate cu conținut redus de carbon, uneori se folosesc și oțeluri austenitice, mediu sau bogat aliate.

Influența elementelor de aliere asupra deformabilității la rece depinde în principal de felul în care acestea difuzează sau nu în ferită. Unele elemente, fie ca impurități, fie ca elemente de aliere, influențează comportarea la extrudarea la rece prin compușii pe care îi creează și prin interacțiunea lor cu elemente de bază, carbonul și fierul.

Carbonul, azotul, siliciul, aluminiul și fosforul au capacitatea de a forma compuși chimici sau de a se dizolva în cantități relativ mici în ferită, iar anumite elemente ca sulful și azotul se combină cu oxigenul, formând compuși ca: oxizi, sulfuri și nitruri care se găsesc în oțel sub formă de incluziuni.

Siliciul este elementul utilizat ca un calmant, iar dacă este folosit împreună cu aluminiul, prin dizolvare în ferită, aceasta se durifică

micșorându-i plasticitatea. Dacă se utilizează numai siliciul, atunci oțelul calmat poate să conțină un procent mai ridicat de siliciu până la maxim 0,35%. Peste acest procent, oțelurile devin fragile datorită prezenței siliciurilor, încât extrudarea la rece devine imposibilă, chiar dacă oțelul are un procent scăzut de carbon.

Manganul are rolul de a fixa oxigenul și sulfurul sub forma unor sulfuri fero-manganice sau oxizi de mangan. În acest fel se previne fragilitatea la roșu a oțelului, manganul se dizolvă în ferită care devine mai puțin plastică, iar în procente mai mari formează carburi de mangan care durifică oțelul micșorându-i plasticitatea, rămânând totuși în limitele extrudabile. Un oțel cu un conținut până la 1,5% mangan și nu mai mult de 0,35% Si, poate fi utilizat pentru extrudarea la rece.

Sulfurul, nu se găsește în oțel ca sulf liber sau în soluție, ci sub formă de sulfură de mangan, sulfură de fier și sulfură fero-manganică. Un conținut ridicat de sulf în oțel nu este admis deoarece favorizează fragilitatea la rece și la cald. Oțelurile cu un conținut mai mare de 0,06% sulf nu pot fi extrudate, în plus sulfurul în exces are efecte dăunătoare în procesul de decapare.

Fosforul dizolvat în ferită mărește duritatea și rezistența la rupere, micșorându-i considerabil plasticitatea, producând fragilitatea la rece. Totodată înrăutățește structura, deoarece la cristalizare produce segregatii. Pentru oțelurile extrudabile la rece, conținutul de fosfor nu trebuie să depășească 0,06%.

Azotul are un efect nefavorabil, deoarece contribuie la apariția fragilității la albastru. Conținutul de azot nu trebuie să depășească 0,01%. Pentru oțelurile utilizate în construcția de mașini, elementele de aliere mai frecvent utilizate sunt Mn, Cr și Ni. De aceea s-a stabilit influența

elementelor de aliere asupra deformabilității prin extrudare, echivalând-o cu o creștere a conținutului de carbon din oțelul nealiat, pe baza relației empirice:

$$C_1 = C + \frac{\text{Mn} - 0,6}{4} + \frac{\text{Cr}}{20} + \frac{\text{Ni}}{20} [\%] \quad (2.1)$$

în care:

C_1 - conținutul de carbon echivalent corectat din oțelul nealiat

C - conținutul de carbon din oțel aliat analizat.

Pentru ca relația de mai sus să corespundă cât mai exact cu realitatea, trebuie ca oțelurile cu $C_1 < 0,2\%$ să aibă o structură formată din perlită lamelară, iar pentru oțelurile $C_1 > 0,2\%$ structura trebuie să fie formată din perlită globulară.

2.6.2. Curbele de curgere ale materialelor extrudabile la rece

Pentru cunoașterea comportării unui material în timpul deformării, precum și scopul exploatarei corecte a utilajului de deformare este important să se stabilească rezistența la deformarea k_f , care este o tensiune de referință și indică începutul curgerii materialului. O metodă simplă pentru necesitățile practice s-a dovedit a fi încercarea la compresiune, totodată această încercare se apropie cel mai mult de majoritatea operațiilor de prelucrare prin deformare în volum. Variația rezistenței la deformare k_f este dată prin curba de curgere $k_f = f(\varphi, \dot{\varphi})$ care arată relația dintre tensiunea de curgere și deformația logaritmică a epruvetei.

În figura 2.10 sunt date curbele de curgere ale diferitelor calități de oțeluri în comparație cu cele ale Al 99,5 și ale cuprului electrolitic.

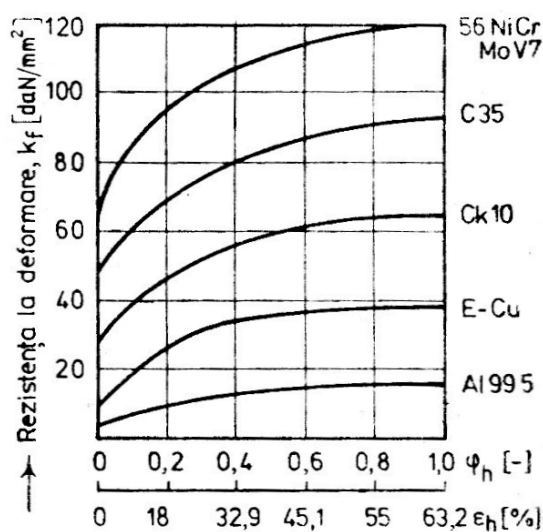


Fig.2.10. Curba de curgere a unor metale și aliaje extrudabile la rece [1]

Asupra rezistenței la deformare are influență și viteza de deformație, adică $k_f = f(\varphi, \dot{\varphi})$, mai ales la viteze mari, rezistența la deformare poate să fie cu cca. 50% mai mare (fig.2.11). Rezistența la deformare este influențată și de schimbarea formei epruvetei la compresiune, care depinde în mare măsură de frecarea dintre sculă și epruvetă.

Determinarea rezistenței la deformare k_f prin încercarea la torsiune este redată în figura 2.12. Expresia matematică a rezistenței la deformare funcție de gradul de deformare și viteza de deformare pentru Al 99,5, este redată de relația:

$$k_f = 26,3 \cdot \dot{\varphi}^{0,0855} \varphi^{0,0729} \quad (2.2)$$

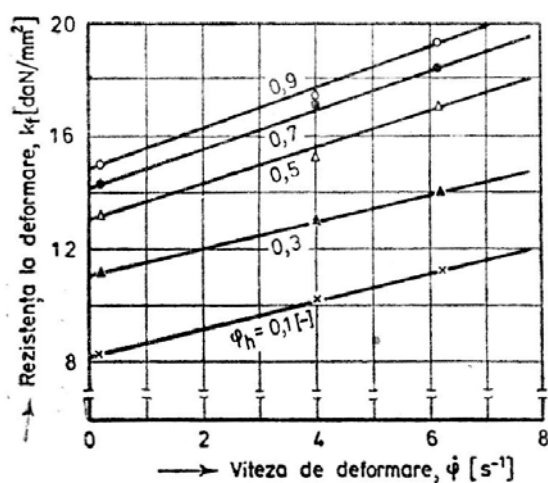


Fig.2.11. Variația rezistenței la deformare, funcție de viteze de deformare (Al99,5%)

Această relație este determinată cu ajutorul funcțiilor de regresie, pentru cunoașterea comportării aluminiului la deformare, cu stabilirea influențelor cantitative care intervin în procesele de deformare la rece.

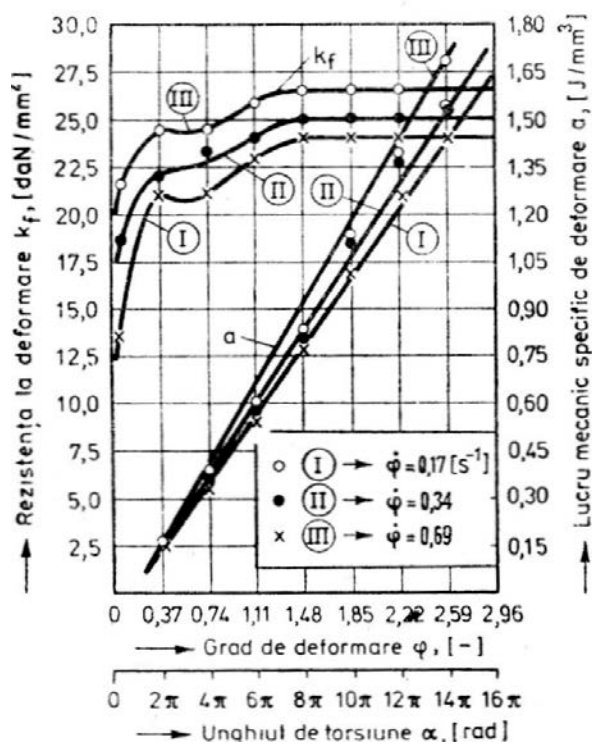


Fig.2.12. Curbe de curgere ale Al99,5% (încercări prin torsiune)[1]

O sinteză a expresiilor matematice care descriu curbele de curgere este redată în tab. 2.2.

Tab. 2.2. Sinteza ecuațiilor $\sigma=f(\varepsilon)$ [2]

Ecuția	Materialul studiat	T, [°C]	Viteza de deformare, [s ⁻¹]
$\sigma = k\varepsilon^n$	- Al, Cu și aliaje lor - Oțeluri cu procent mic de C	30...700	10...10 ³
$\sigma = k_1 + B_1\varepsilon^n$	- Al	-50...400	-
$\sigma = k_2 + (B_2 + \varepsilon)^n$	- Cu, alamă - Oțeluri recoapte	30	-
$\sigma = k_3 + B_3 \log \varepsilon$	- Oțeluri	800...1100	10...10 ³
$\sigma = k_4 - (k_4 - B_4)e^{-C_4\varepsilon}$	- Al, Cu - Alamă, Bronzuri	-50...400	-
$\sigma = k_5 + B_5[1 - e^{-(C_5\varepsilon)}]^n$	- Ni și aliaje de nichel	(0,6...0,9)T _{top}	-

Semnificația notațiilor din relațiile date în tab.3.1 este:

k, k₁...k₆ – constante;

B₁...B₅ – constante de material;

ε – gradul relativ de deformare;

n – exponent care exprimă sensibilitatea materialului la ecrisare

Datorită dificultăților pe care funcțiile putere de tipul celor descrise în tab. 2.2, le induc în calculele inginerești, se obișnuiește a se înlocui curbele de curgere reale cu unele simplificate, care nu produc erori semnificative față de fenomenul fizic real al deformării. Cel mai potrivit mod de a aproxima o curbă caracteristică este simplificarea porțiunilor curbelor de curgere prin linii drepte. De altfel, acesta este și modul de abordare matematic al programelor de calcul cu element finit.

3. Determinarea forțelor necesare la extrudare

Pentru determinarea forțelor la extrudare se vor utiliza ecuațiile puse la dispoziție de teoria plasticității. Dintre metodele cele mai utilizate sunt metoda bilanțului forțelor, metoda limitei superioare și metoda liniilor de alunecare.

Metoda bilanțului forțelor consideră că extrudarea are loc la o stare de tensiune de compresiune neuniformă în toate direcțiile, prin care materialului i se dă o capacitate de deformare mare.

Metoda limitei superioare, bazată pe teoria plasticității pune la dispoziție valori extreme cu privire la capacitatea de deformare, care pot fi folosite în mod avantajos pentru îmbunătățirea soluțiilor aproximative.

Metoda liniilor de alunecare se utilizează mai mult în studiul procesului de deformare în timpul extrudării la rece. Cu ajutorul construcțiilor grafice ale câmpului liniilor de alunecare se poate trasa epura tensiunilor normale pe secțiunea pieselor.

Relațiile analitice de calcul a forței la extrudare nu pot cuprinde multitudinea factorilor de influență, fapt pentru care se mai utilizează în etapa actuală și metode semiempirice și experimentale.

3.1. Calculul forței și al presiunii de deformare la extrudarea directă a produselor pline

3.1.1. Calculul forței și al presiunii de extrudare prin metoda bilanțului forțelor

În cazul extrudării directe a unei bare cilindrice pline de diametrul d , dintr-un semifabricat cilindric de diametru D , se va analiza deformarea pe cele trei zone ale matriței (fig.3.1).

Pentru determinarea forței de deformare se va considera că materialul care curge prin secțiunea cilindrică a plăcii active 1 nu se mai deformează și la capătul secțiunii 2, când deformarea este terminată.

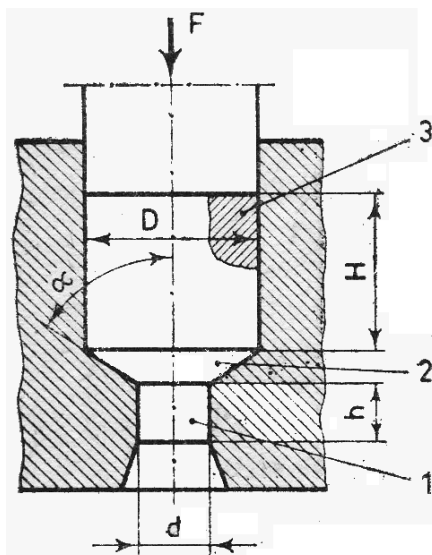


Fig.3.1. Zonele specifice la extrudarea directă

De aici rezultă că presiunea de deformare p considerată la suprafața de contact dintre semifabricat și poanson este de forma:

$$p = p_d + p_\alpha + p_D, \quad (3.1)$$

în care:

p_d - presiunea necesară pentru trecerea semifabricatului prin zona de calibrare 1;

p_α - presiunea necesară pentru trecerea semifabricatului prin zona de deformare 2;

p_D - presiunea necesară pentru trecerea semifabricatului prin zona 3.

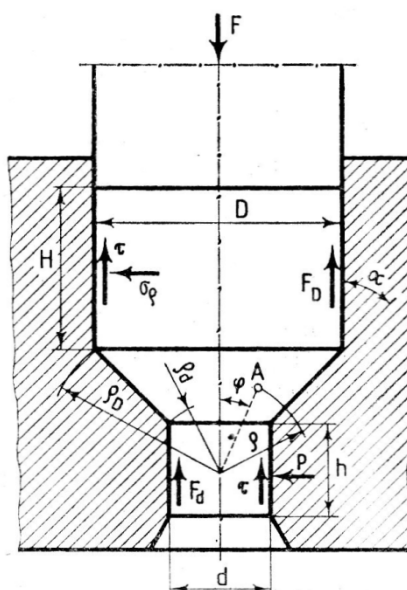


Fig. 3.2. Distribuția forțelor în zonele specifice, la extrudarea directă

În secțiunea 1 materialul se află într-o stare de tensiune de compresie elastică și nu suferă nici o modificare a formei lui. De aici rezultă că tensiunea radială maximă nu poate depăși σ_c . În realitate această tensiune va fi mai mică, deoarece placa activă nu este absolut rigidă și din acest motiv ea însăși se deformează elastic.

Datorită existenței unei mișcări relative între material și placa activă, în această zonă apare o forță de frecare (fig.3.2), care are valoarea:

$$F_d = \mu \pi \cdot dh \sigma_c \quad (3.2)$$

iar presiunea corespunzătoare

$$p_d = \frac{F_d}{A_1} = 4\mu \frac{h}{d} \cdot \sigma_c, \quad (3.3)$$

unde A_1 reprezintă aria secțiunii 1.

Ținând seama de valoarea maximă a efortului $\sigma_c = 2 k_f$, relația (3.3) devine:

$$p_d = 8\mu k_f \frac{h}{d}. \quad (3.4)$$

Pentru analiza tensiunilor în zona tronconică 2, se pornește de la ecuația diferențială de echilibru de coordonate sferice, de forma:

$$\frac{\partial \sigma_\rho}{\partial \rho} + \frac{1}{\rho} \cdot \frac{\partial \tau_{\rho\varphi}}{\partial \varphi} + \frac{1}{\rho} \cdot [2\sigma_\varphi - (\sigma_\rho + \sigma_\theta) + \tau_{\rho\varphi} \cdot \text{ctg}\varphi] = 0 \quad (3.5)$$

Procesul deformării în aceasta zonă este foarte complex, iar pentru calculul presiunii se fac unele simplificări, considerând că zona analizată face parte dintr-un con cu vârful în punctul de intersecție a celor două generatoare (fig.3.2).

Se va considera că pe toată suprafața de contact a semifabricatului cu matrița, efortul tangențial este maxim, adică $\tau_{\rho\varphi} = k_f$ și acest efort variază proporțional cu unghiul α , de unde rezultă:

$$\frac{\partial \tau_{\rho\varphi}}{\partial \varphi} = \frac{\tau_{\rho\varphi}}{\varphi} = \frac{k_f}{\alpha}. \quad (3.6)$$

Deformația materialului este aceeași în oricare plan care trece prin axa matriței, iar efortul σ_ρ are valoare maximă în raport cu σ_φ și σ_θ . Se poate aproxima că:

$$\frac{\partial \sigma_\rho}{\partial \rho} = \frac{d\sigma_\rho}{d\rho}, \quad (3.7)$$

și $\sigma_\varphi \approx \sigma_\theta$.

De asemenea cu o anumită eroare, se poate scrie egalitatea:

$$\tau_{\rho\varphi} \cdot \text{ctg}\varphi = \frac{\tau_{\rho\varphi}}{\text{tg}\varphi} \approx \frac{\tau_{\rho\varphi}}{\varphi} = \frac{k_f}{\alpha}. \quad (3.8)$$

Înlocuindu-se relațiile (3.6), (3.7), (3.8) în relația (3.5), aceasta devine:

$$\frac{d\sigma_\rho}{d\rho} + \frac{2k_f}{\rho\alpha} + \frac{2}{\rho}(\sigma_\rho - \sigma_\varphi) = 0 \quad (3.9)$$

Pe baza ipotezei energetice a plasticității M. Huber, R. Mises și H. Hencky conform relației:

$$\begin{aligned} (\sigma_x - \sigma_z)^2 + 3\tau^2 &= \sigma_c^2 \\ (\sigma_x - \sigma_z)^2 + 3\tau^2 &= \sigma k^2, \text{ se poate scrie că:} \\ (\sigma_\rho - \sigma_\varphi)^2 + 3\tau_{\rho\varphi}^2 &= 3k_f^2 \end{aligned} \quad (3.10)$$

de unde rezultă că:

$$\sigma_\rho - \sigma_\varphi = \sqrt{3k_f^2 - 3\tau_{\rho\varphi}^2} = k_f \cdot \sqrt{3} \cdot \sqrt{1 - \frac{\tau_{\rho\varphi}^2}{k_f^2}} \quad (3.11)$$

Dacă se ține seama de relația (3.10), atunci relația (3.11) devine:

$$\sigma_\rho - \sigma_\varphi = \frac{k_f \sqrt{3}}{\alpha} \cdot \sqrt{\alpha^2 - \varphi^2}. \quad (3.12)$$

În aceste condiții, relația (3.9), devine:

$$\frac{d\sigma_\rho}{d\rho} + \frac{2k_f}{\rho\alpha} + \frac{2k_f \sqrt{3}}{\rho\alpha} \cdot \sqrt{\alpha^2 - \varphi^2} = 0 \quad (3.13)$$

Din care rezultă că:

$$d\sigma_\rho = -\frac{2k_f}{\alpha} (1 + \sqrt{3} \cdot \sqrt{\alpha^2 - \varphi^2}) = 0, \quad (3.14)$$

Prin integrare în raport cu ρ , se obține:

$$\sigma_\rho = -\frac{2k_f}{\alpha} [1 + \sqrt{3(\alpha^2 - \varphi^2)}] \ln \rho + C \quad (3.15)$$

Valoarea constantei C se determină din condițiile la limită, pentru $\rho = \rho_d$, $\sigma_\rho = 0$ de unde rezultă că:

$$C = \frac{2k_f}{\alpha} [1 + \sqrt{3(\alpha^2 - \varphi^2)}] \ln \rho_d \quad (3.16)$$

care, dacă se înlocuiește în relația (3.17) aceasta devine:

$$\sigma_p = -\frac{2k_f}{\alpha} [1 + \sqrt{3(\alpha^{2\delta} - \varphi^2)}] \ln \frac{\rho}{\rho_d} \quad (3.17)$$

sau la limita superioară a zonei tronconice, când $\rho = \rho_D$:

$$\sigma_p = -\frac{2k_f}{\alpha} [1 + \sqrt{3(\alpha^2 - \varphi^2)}] \cdot \ln \frac{\rho_D}{\rho_d} \quad (3.18)$$

Conform figurii 3.2, rezultă $\frac{\rho_D}{\rho_d} = \frac{D}{d}$, deci relația (3.20) devine:

$$\varphi_p = -\frac{2k_f}{\alpha} [1 + \sqrt{3(\alpha^2 - \varphi^2)}] \ln \frac{D}{d} \quad (3.19)$$

Forța necesară deformării semifabricatului, în zona tronconică 2, va fi:

$$F_\alpha = \int_0^{D/2} \sigma_p \cdot 2\pi R dR, \quad (3.20)$$

Pentru calculul integralei de mai sus, se vor face următoarele înlocuiri, conform figurii 3.2, adică:

$$R = \rho_D \cdot \varphi, \quad dR = \rho_D \cdot d\varphi$$

$$\text{și} \quad (3.21)$$

$$\rho_D = \frac{D}{2 \sin \alpha} \approx \frac{D}{2\alpha}$$

Prin înlocuirea acestor relații, în relația 3.20, acesta devine:

$$F_\alpha = \frac{4k_f}{\alpha^3} \cdot \frac{\pi D^2}{4} \cdot \ln \frac{D}{d} \cdot \int_0^\alpha [1 + \sqrt{3(\alpha^2 - \varphi^2)}] \varphi d\varphi \quad (3.22)$$

care în urma integrării și ordonării termenilor devine:

$$F_\alpha = 2k_f \cdot \frac{\pi D^2}{4} \cdot \left(\frac{1}{2\alpha} + \frac{1}{\sqrt{3}} \right) \cdot \ln \frac{D^2}{d^2}, \quad (3.23)$$

iar presiunea p_α va fi:

$$p_{\alpha} = 2k_f \cdot \left(\frac{1}{2\alpha} + \frac{1}{\sqrt{3}} \right) \cdot \ln \frac{D^2}{d^2} \quad (3.24)$$

Pentru calculul forței și presiunii în zona cilindrică 3, se va considera că nu are loc o deformare a materialului. Forța necesară deplasării semifabricatului prin această zonă este forța de frecare F_D (fig.3.2), care, dacă se consideră că pe suprafața de control $\tau=2k_f \cdot \mu$, va fi de forma:

$$F_D = 2\mu \cdot k_f \cdot \pi \cdot D \cdot H \quad (3.25)$$

iar presiunea :

$$p_D = \frac{F_D}{A_3} = 8\mu k_f \cdot \frac{H}{D} \quad (3.26)$$

unde A_3 este aria secțiunii cilindrice 3.

Relația (3.26) de calcul a presiunii p_D este o relație aproximativă, deoarece cercetarea condițiilor de deformare în locașul cilindric al plăcii active este un proces foarte complex.

Pe baza unor experimentări, se poate afirma că în principiu există trei posibilități ale curgerii materialului, [5, 7]

În primul caz (fig.3.3, a), materialul este presat de poanson prin orificiul matriței. În această zonă nu se formează nici o zonă plastic, lucru ce se confirmă prin metoda rețelelor, rețeaua rămânând aproape neschimbată. Acest caz are loc dacă coeficientul de frecare este relativ mic și dacă proprietățile plastice ale materialului în întregul volum al piesei sunt uniforme.

Al doilea caz (fig.3.3, b) este caracterizat printr-o deformare plastică bine conturată, la care materialul situat în apropierea axei curge mai puternic decât cel situat în părțile exterioare, fapt demonstrat prin metoda rețelelor. O asemenea zonă de deformare se întâlnește la mărirea coeficientului de

frecare, sau la unele neuniformități ale proprietăților plastice ale materialului.

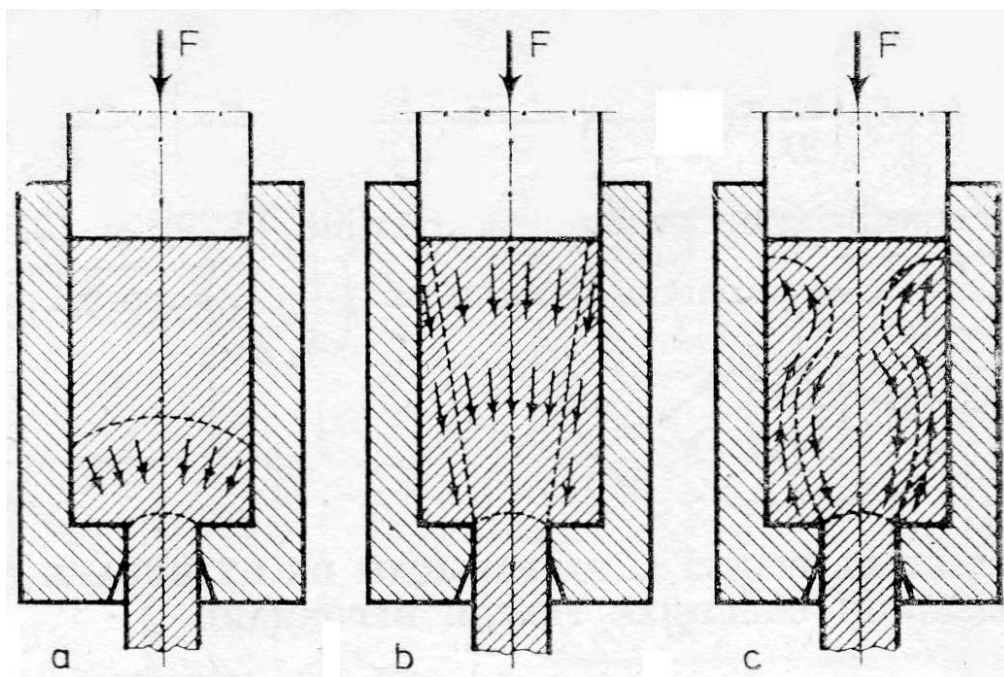


Fig. 3.3. Tipuri caracteristice de curgere ale materialului la extrudarea directă

Al treilea caz (fig.3.3, c) prezintă o deformare plastică pronunțată în tot volumul din zona cilindrică a matriței, care însă diferă în intensitate, curgerea materialului din zonele exterioare este din sens opus mișcării poansonului. Sensul de mișcare al materialului coincide cu sensul de mișcare al poansonului. Acest caz are loc un coeficient de frecare mare și la proprietățile plastice diferite ale materialului; de asemenea se întâlnește în special la metale neferoase.

Presiunea totală necesară pentru deformarea materialului în cazul extrudării directe se calculează cu relația (3.1), în care se înlocuiesc relațiile (3.4), (3.24) și (3.26), astfel:

$$p = 2k_f \cdot \left[4\mu \cdot \left(\frac{H}{D} + \frac{h}{d} \right) + \left(\frac{1}{2\alpha} + \frac{1}{\sqrt{3}} \right) \cdot \ln \frac{D^2}{d^2} \right] \quad (3.27)$$

iar forța de extrudare:

$$F = 2k_f \left[4\mu \cdot \left(\frac{H}{D} + \frac{h}{d} \right) + \left(\frac{1}{2\alpha} + \frac{1}{\sqrt{3}} \right) \cdot \ln \frac{D^2}{d^2} \right] \cdot \frac{\pi D^2}{4} \quad (3.28)$$

Pentru profilurile necirculare, în relațiile (3.27) și (3.28), se va introduce în loc de raportul diametrelor $\left(\frac{D^2}{d^2} \right)$, raportul secțiunilor corespunzătoare

$$\left(\frac{A_0}{A_1} \right).$$

3.1.2. Calculul forței și al presiunii de extrudare pe baza energiei consumate pentru deformare

Forța de extrudare va fi dată de către forța de frecare corespunzătoare celor 3 zone ale matriței și forța de deformare corespunzătoare zonei tronconice, deci:

$$F = F_d + F_\alpha + F_D + F_{Def} \quad (3.29)$$

Utilizând metoda echivalenței energiei, forțele de frecare se vor corecta cu un coeficient dat de raportul vitezelor de deplasare a materialului prin zona respectivă (fig.3.4).

Pentru zona de calibrare, forța de frecare F_d se calculează din relația:

$$F_d \cdot v_D = \pi \cdot d \cdot h \cdot \tau_d \cdot v_d \quad (3.30)$$

în care :

τ_d este efortul tangențial pe suprafața de contact dintre semifabricat și matriță în zona de calibrare;

v_d – viteza de deplasare a materialului în zona de calibrare;

$$\text{Cunoscând că: } \tau_d = 2\mu k_f \text{ și } v_d = v_D \cdot \frac{D^2}{d^2} \quad (3.31)$$

relația (3.30) devine:

$$F_d = 8\mu k_f \frac{h}{d} \cdot \frac{\pi D^2}{4} \quad (3.32)$$

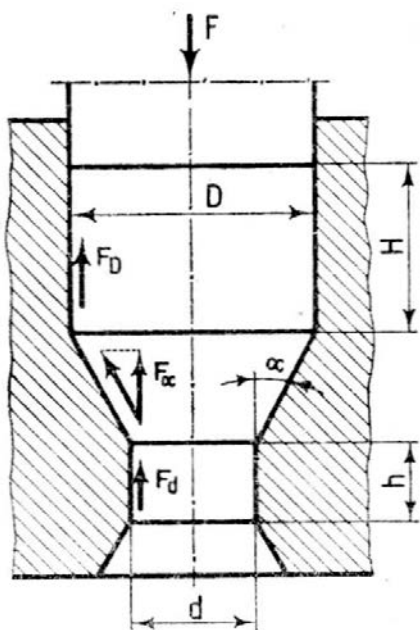


Fig. 3.4. Distribuția forțelor în cele 3 zone ale plăcii active la extrudarea directă

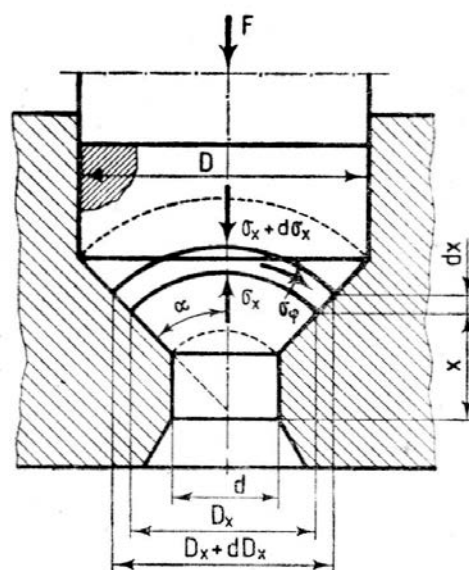


Fig. 3.5. Distribuția eforturilor de deformare în zona tronconică

Forța de frecare F_α în zona tronconică a matricii, va fi (fig.3.4):

$$v_D \cdot dF_\alpha = \tau_\alpha \cdot v_x \cdot dA_x \quad (3.33)$$

în care:

dA_x - suprafața elementară de contact dintre semifabricat și placa activă;

τ_α - efortul tangențial pe suprafața de contact corespunzătoare zonei tronconice;

v_x - viteza de deplasare a materialului în zona tronconică corespunzătoare cotei x .

$$dA_x = \pi \cdot D_x \cdot \frac{d_x}{\cos \alpha}; \quad d_x = \frac{dD_x}{2 \operatorname{tg} \alpha}; \quad \tau_\alpha = 2\mu k_f \quad \text{și}$$

$$v_x = v_D \cdot \frac{D^2}{D_x^2} \quad (3.34)$$

relația (3.33) devine:

$$dF_\alpha = \frac{4\mu k_f}{\sin \alpha} \cdot \frac{\pi D^2}{4} \cdot \frac{dD_x}{D_x} \quad (3.35)$$

sau prin integrare devine:

$$F_\alpha = \frac{4\mu k_f}{\sin \alpha} \cdot \frac{\pi D^2}{4} \int_d^D \frac{dD_x}{D_x} \quad (3.36)$$

prin efectuarea integralei și simplificarea termenilor, forța de frecare F_α în zona tronconică a matriței are forme:

$$F_\alpha = 2k_f \cdot \frac{\mu}{\sin \alpha} \cdot \frac{\pi \cdot D^2}{4} \cdot \ln \frac{D^2}{d^2} \quad (3.37)$$

În zona cilindrică a matriței, forța de frecare F_D va fi de forma:

$$F_D = 8\mu k_f \cdot \frac{H}{D} \cdot \frac{\pi \cdot D^2}{4} \quad (3.38)$$

Forța de deformare F_{Def} din zona tronconică se poate calcula din ecuația de echilibru (fig.3.15) rezultată din proiecția forțelor în raport cu axa x , deci:

$$(\sigma_x + d\sigma_x) \cdot \frac{\pi}{4} \cdot (D_x + dD_x)^2 - \sigma_x \cdot \frac{\pi D_x^2}{4} - \sigma_\varphi \cdot \pi \cdot D_x \cdot \frac{d_x}{\cos \alpha} \cdot \sin \alpha = 0 \quad (3.39)$$

Cunoscând că:

$$\sigma_\varphi = \sigma_x + 2k_f \quad \text{și} \quad d_x = \frac{dD_x}{2 \operatorname{tg} \alpha} \quad (3.40)$$

relația (3.39) devine;

$$d\sigma_x = 4k_f \cdot \frac{dD_x}{D_x}$$

sau

$$\sigma_x = 4k_f \cdot \int_d^D \frac{dD_x}{D_x}. \quad (3.41)$$

Prin integrarea ecuației de mai sus și ordonarea termenilor ea devine:

$$\sigma_x = 2k_f \cdot \ln \frac{D^2}{d^2} \quad (3.42)$$

Considerând că σ_x este o mărime uniform repartizată și că acest efort acționează pe baza mare a tronconului, forța de deformare în această zonă va fi:

$$F_{\text{Def}} = 2k_f \cdot \frac{\pi D^2}{4} \cdot \ln \frac{D^2}{d^2} \quad (3.43)$$

Forța de extrudare totală (3.29), ținându-se seama de relațiile (3.32), (3.37), (3.38), și (3.43), va fi:

$$F = 2k_f \left[4\mu \left(\frac{H}{D} + \frac{h}{d} \right) + \left(\frac{\mu}{\sin \alpha} + 1 \right) \cdot \ln \frac{D^2}{d^2} \right] \cdot \frac{\pi D^2}{4} \quad (3.44)$$

iar presiunea corespunzătoare:

$$F = 2k_f \left[4\mu \left(\frac{H}{D} + \frac{h_{\text{med}}}{d_{\text{ech}}} \right) + c \left(\frac{\mu}{\sin \alpha} + 1 \right) \cdot \ln \frac{A_0}{A_1} \right] \cdot A_0 \quad (3.45)$$

Comparând relația (3.28) cu relația (3.44) rezultă că ele diferă prin termenii

$\frac{1}{2\alpha} + \frac{1}{\sqrt{3}}$ și $\frac{\mu}{\sin \alpha} + 1$. Dacă se consideră că $\mu = \frac{1}{2}$ și $\alpha = \frac{\pi}{4}$, atunci acest

coeficient este de 1,25 pentru relația (3.28) și aproximativ 1,7 pentru relația

(3.44). Folosind ungera ($\mu < 1/2$) vor rezulta diferențe și mai mici între cele două relații.

Deoarece relația (3.28) dă valori mai mici pentru forța de extrudare decât relația (3.44), pentru a avea siguranța în exploatare este indicată relația (3.44).

În cazul când profilul semifabricatului este complex, atunci și forța de frecare pe porțiunea de calibrare este mai mare decât cea rezultată de la profilul circular. Din acest motiv relația (3.44) va fi folosită astfel:

$$F = 2k_f \left[4\mu \left(\frac{H}{D} + \frac{h_{med}}{d_{ech}} \right) + c \left(\frac{\mu}{\sin \alpha} + 1 \right) \cdot \ln \frac{A_0}{A_1} \right] \cdot A_0 \quad (3.46)$$

în care:

h_{med} este înălțimea medie a zonei de calibrare;

d_{ech} - diametru echivalent al profilului ($d_{ech} = 1,13\sqrt{A_1}$);

c – coeficient de corecție $\left(c = \frac{1}{\pi \cdot d_{ech}} \right)$;

A_1 – secțiunea semifabricatului extrudat;

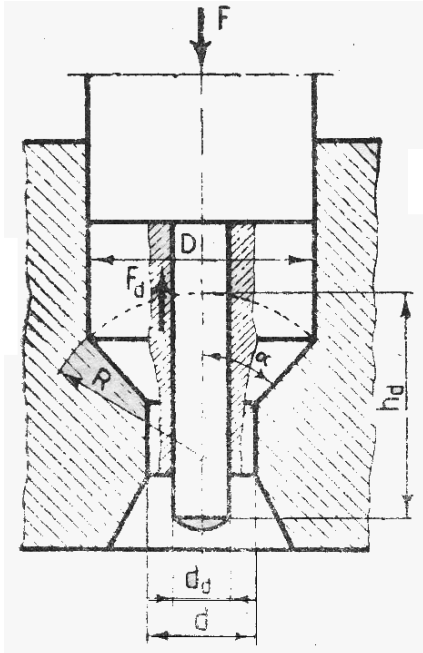
A_0 – secțiunea semifabricatului de pornire.

3.2. Calculul forței și al presiunii la extrudarea directă a profilelor tubulare

Forța la extrudarea directă a profilelor tubulare se va calcula pe baza energiei cheltuite pentru deformare, energie care este similară cu cea de la extrudarea directă a profilelor pline. În plus, apare forța de frecare dintre material și dorn (fig.3.6) de forma:

$$F_{fd} = \pi \cdot d_d \cdot h_d \cdot \tau \quad (3.47)$$

Dacă se raportează forța de frecare la suprafața de apăsare a poansonului, va fi de forma:



$$F_{fd} = 8\mu \cdot k_f \cdot \frac{d_d h_d}{D^2} \cdot \frac{\pi D^2}{4} \quad (3.48)$$

în care

d_d este diametrul dornului;

h_d – înălțimea de contact dintre material și dorn;

τ - efortul tangențial pe suprafața de contact ($\tau = 2\mu k_f$).

Fig. 3.6 Schema extrudării directe a semifabricatelor tubulare

În aceste condiții relația (3.31), devine:

$$F = F_d + F_\alpha + F_D + F_{fd} + F_{Def} \quad (3.49)$$

relație care conduce în final la o formă ca aceea prezentată în relația (3.44)

în care factorul $\ln\left(\frac{D^2}{d^2}\right)$, se exprimă sub forma: $\ln\frac{D^2 - d_d^2}{d^2 - d_d^2}$.

Cu aceste observații, relația (3.49) devine:

$$F = 2k_f \left[4\mu \left(\frac{H}{D} + \frac{h}{d} + \frac{h_d d_d}{D^2} \right) + c \left(\frac{\mu}{\sin \alpha} + 1 \right) \cdot \ln \frac{D^2 - d_d^2}{d^2 - d_d^2} \right] \cdot \frac{\pi D^2}{4} \quad (3.50)$$

Sau pentru presiunea totală:

$$p = 2k_f \left[4\mu \left(\frac{H}{D} + \frac{h}{d} + \frac{d_d h_d}{D^2} \right) + \left(\frac{\mu}{\sin \alpha} + 1 \right) \cdot \ln \frac{D^2 - d_d^2}{d^2 - d_d^2} \right] \quad (3.51)$$

Relația (3.50) pentru profile complexe are forma:

$$F = 2k_f \left[4\mu \left(\frac{H}{D} + \frac{h_{med}}{d_{ech}} + \frac{h_d d_{dech}}{D^2} \right) + c \left(\frac{\mu}{\sin \alpha} + 1 \right) \cdot \ln \frac{A_0 - A_d}{A_1 - A_d} \right] \cdot A_0 \quad (3.52)$$

în care:

A_0 este secțiunea semifabricatului de pornire;

A_1 – secțiunea semifabricatului extrudat;

A_d – secțiunea alezajului semifabricatului extrudat;

C – coeficient de corecție $\left(c = \frac{l \cdot l''}{\pi^2 \cdot d_{ech} \cdot d_{dech}} \right)$;

l - perimetrul exterior al profilului extrudat;

l'' – perimetru alezajului profilului;

d_{ech} - diametrul echivalent al profilului exterior;

d_{dech} - diametrul echivalent al profilului alezajului.

Calculul forței la extrudarea directă cu ajutorul relațiilor (3.28), (3.44), (3.46), (3.50) și (3.52) se face cu valori medii pentru μ și k_f care duce la obținerea unor valori mai mici pentru forța de extrudare. De aceea valorile obținute cu aceste relații trebuie considerate valori minime ale forței de extrudare.

3.3. Calculul forței și al presiunii de deformare la extrudarea inversă

Extrudarea inversă mai poartă denumirea și de perforare închisă. Pentru determinarea forței de deformare se va porni de la considerentul că acest proces este analog cu extrudarea directă a corpurilor masive prezentată înainte.

Forța necesară deformării la extrudarea inversă se compune din următoarele forțe [3, 6]:

$$F = F_m + F_p + F_r + F_{Def} \quad (3.53)$$

în care:

F_m este forța de frecare dintre semifabricat și placa activă;

F_p – forța de frecare dintre semifabricat și poanson;

F_r - forța de comprimare a porțiunii de semifabricat ce se găsește sub poanson;

F_{Def} –forța de deformare prin extrudare propriu-zisă, fără a lua în considerare frecările exterioare.

Pe baza energiei cheltuite la deformare și a notațiilor din fig. 3.7, se poate scrie că:

$$F_m \cdot v_p = \pi \cdot D \cdot \left(H + \frac{H}{2} \right) \cdot \tau_m \cdot v_m \quad (3.54)$$

în care:

v_p este viteza de înaintare a poansonului;

v_p – viteza de deplasare a materialului în raport cu placa activă

$$\left(v_m = v_p \cdot \frac{D^2}{D^2 - d^2} \right)$$

τ_m - efortul tangențial pe suprafața de contact dintre matriță și material

$$(\tau_m \approx 2\mu k_f);$$

H' - înălțimea zonei din semifabricat de-a lungul căreia are loc deformarea materialului, înălțime care se calculează cu relația:

$$H' = \frac{D+d}{2} \cdot \frac{\sqrt{D^2-d^2}}{D} \quad (3.55)$$

În aceste condiții expresia forței de frecare dintre semifabricat și matriță devine:

$$F_m = 8\mu \cdot k_f \cdot \frac{H + \frac{H'}{2}}{D^2 - d^2} \cdot \frac{D^2}{d^2} \cdot \frac{D^2}{d^2} \cdot \frac{\pi d^2}{4} \quad (3.56)$$

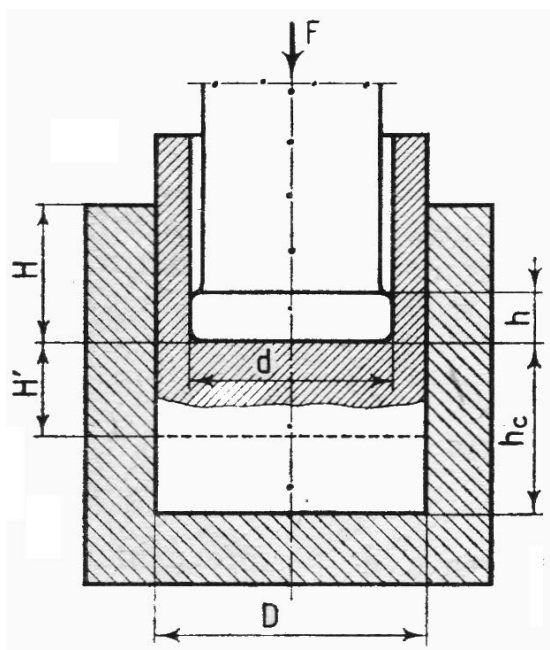


Fig.3.7. Schema extrudării inverse

Forța de frecare dintre semifabricat și poanson se calculează cu relația:

$$F_p \cdot v_p = \pi \cdot d \cdot h \cdot \tau_p \cdot v_p \quad (3.57)$$

în care:

τ_p este efortul tangențial pe suprafața de contact dintre material și poanson

$$(\tau_p \approx 2\mu k_f)$$

v_p - viteza de deplasare, a materialului față de poanson $\left(v_p' = v_p \cdot \frac{D^2}{D^2 - d^2} \right)$.

Din relația (3.57) rezultă forța de frecare F_p raportată la secțiunea poansonului, astfel:

$$F_p = 8\mu k_f \cdot \frac{h}{d} \cdot \frac{D^2}{D^2 - d^2} \cdot \frac{\pi d^2}{4} \quad (3.58)$$

Pentru calculul forței de deformare la compresiune F_φ , se pornește de la ecuația diferențială de echilibru $\gamma = \varepsilon\sqrt{3}$, de forma:

$$\frac{\partial \sigma_p}{\partial \rho} + \frac{1}{\rho} \cdot \frac{\partial \tau_{pz}}{\partial z} + \frac{1}{\rho} \cdot (\sigma_p - \sigma_\theta) = 0. \quad (3.59)$$

Distribuția eforturilor în fiecare plan care taie cilindru de-a lungul axei sale se aproximează a fi aceeași pentru orice direcție (fig.3.8). În aceste condiții și în baza ecuației de plasticitate $\gamma = \varepsilon\sqrt{3}$ se poate scrie că:

$$\begin{aligned} \frac{\partial \sigma_p}{\partial \rho} = \frac{d\sigma_p}{d\rho} = \frac{d\sigma_z}{d\rho}; \quad \frac{\partial \tau_{p\theta}}{\partial \theta} = 0 \\ \frac{\partial \tau_{pz}}{\partial z} = \frac{2\tau}{h_s}; \quad \sigma_p - \sigma_\theta = 0 \end{aligned} \quad (3.60)$$

Înlocuind valorile din relația (3.60) în relația (3.59) se obține:

$$\frac{d\sigma_z}{d\rho} + \frac{2\tau}{h_s} = 0$$

Sau (3.61)

$$d\sigma_z = -2\tau \cdot \frac{d\rho}{k_s}$$

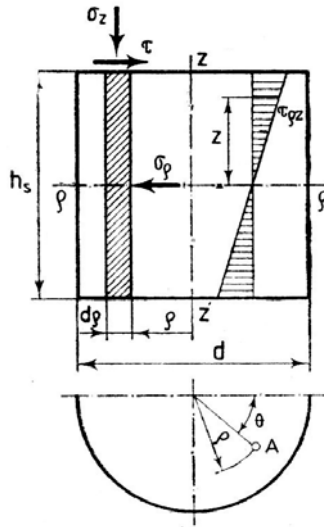


Fig.3.8. Schema eforturilor la comprimarea cilindrică

În funcție de raportul $\frac{h_s}{d}$ și de coeficientul de frecare μ , efortul tangențial τ poate avea oricare din valorile date de relația:

$$\tau = \mu \cdot \sigma_z; \quad \tau = 2\mu k_f; \quad \tau = k_f \quad \text{și} \quad \tau = \frac{2\rho}{d} \cdot k_f \quad (3.62)$$

sau o combinație între ele. În schimb, dacă se acceptă una din formele de variație ale efortului tangențial, eroarea care se obține nu este mare, astfel se va accepta un efort tangențial de forma $\tau = 2\mu k_f$, în aceste condiții relația (3.61) devine:

$$d\sigma_z = -4\mu k_f \cdot \frac{d\rho}{h_s}, \quad (3.63)$$

prin integrare rezultă:

$$\sigma_z = -4\mu k_f \cdot \frac{\rho}{h_s} + c. \quad (3.64)$$

Valoarea constantei c , se determină din condiții de limită și anume, când

$\rho = \frac{d}{2}$, atunci $\sigma_z = 2k_f$, deci:

$$c = 2k_f + 4\mu \cdot k_f \cdot \frac{d}{2h_s}. \quad (3.65)$$

Dacă se înlocuiește constanta c în relația (3.64) se obține ;

$$\sigma_z = 2k_f \cdot \left[1 + \frac{2\mu}{h_s} \cdot \left(\frac{d}{2} - \rho \right) \right]. \quad (3.66)$$

Forța de deformare F_z va fi dată de integrala:

$$F_z = \int_0^{d/2} 2\pi \cdot \rho \cdot \sigma_z d\rho, \quad (3.67)$$

Care în urma integrării și ordonării termenilor devine:

$$F_z = 2k_f \cdot \left(1 + \frac{1}{3} \cdot \frac{\mu \cdot d}{h_s} \right) \cdot \frac{\pi d^2}{4}. \quad (3.68)$$

Forța de extrudare propriu-zisă F_{Def} se stabilește conform relației (3.43) și de este de forma:

$$F_{Def} = 2k_f \cdot \frac{D^2}{d^2} \cdot \frac{\pi d^2}{4} \cdot \ln \frac{D^2}{D^2 - d^2}. \quad (3.69)$$

Prin înlocuirea relațiilor (3.56), (3.58), (3.68) și (3.69) în relația (3.53) se obține forma finală a forței necesare la extrudarea inversă astfel ;

$$F = 2k_f \cdot \left\{ 1 + \frac{1}{3} \cdot \mu \cdot \frac{d}{h_s} + 4\mu \cdot \frac{D^2}{D^2 - d^2} \cdot \left[\frac{D \cdot \left(H + \frac{H'}{2} \right)}{d^2} + \frac{h}{d} \right] + \frac{D^2}{d^2} \cdot \ln \frac{D^2}{D^2 - d^2} \right\} \cdot \frac{\pi d^2}{4}, \quad (3.70)$$

iar presiunea $p = \frac{4F}{\pi d^2}$.

Forța necesară pentru extrudarea inversă poate fi calculată și cu relația (3.46) din care se elimină termenul dat de forța de frecare, astfel:

$$F = 2k_f \cdot \left[4\mu + \frac{h}{d} + \left(\frac{\mu}{\sin \alpha} + 1 \right) \cdot \ln \frac{D^2}{d^2} \right] \cdot \frac{\pi d^2}{4} \quad (3.71)$$

Iar presiunea pentru profilurile necirculare:

$$F = 2k_f \cdot \left[4\mu + \frac{h_{med}}{d_{ech}} + c \left(\frac{\mu}{\sin \alpha} + 1 \right) \cdot \ln \frac{A_0}{A_1} \right] \cdot A_0 \quad (3.72)$$

Semnificația termenilor c , h_{med} și d_{ech} este aceeași ca în relația (3.46).

Dacă se compară relațiile (3.28), (3.46), (3.50) și (3.70) se observă că forța necesară la extrudare inversă este mai mică decât la extrudarea directă, de aceea este indicat a se folosi extrudarea inversă întotdeauna când ea este posibilă.

3.4. Calculul forței și al presiunii de deformare la extrudarea combinată

Pentru analiza forțelor, este necesar să se cunoască procesul de deformare în condițiile caracteristice ale extrudării combinate unde s-a admis că procesele de deformare ale extrudării directe și inverse sunt autoreglabile și decurg în sensul regimului optim energetic.

Forța specifică la extrudarea combinată depinde de mai mulți factori, dintre care cei mai importanți sunt raportul de deformare la extrudarea directă, raportul de deformare la extrudarea inversă, rezistența la deformare și coeficientul de frecare. Relațiile de calcul s-au bazat pe metoda bilanțului forțelor folosind în analiza stărilor de tensiune care apar în procesele de deformare complexă caracteristice extrudării combinate, metoda cercurilor lui Mohr (fig.3.9).

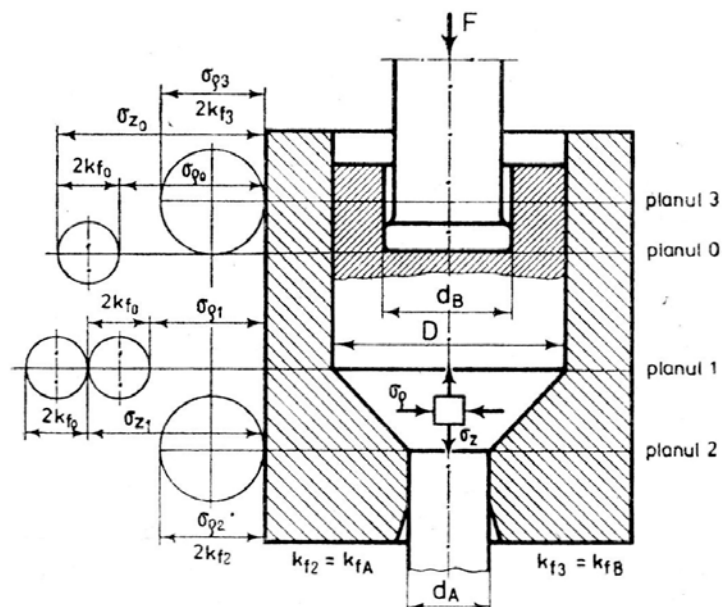


Fig.3.9. Analiza stării de tensiune cu ajutorul cercurilor lui Mohr, în cazul extrudării combinate [1]

În materialul care se găsește în zona de deformare apar tensiuni, care s-au înlocuit cu cele trei tensiuni principale σ_1 , σ_2 și σ_3 , în care $\sigma_1 \geq \sigma_2 \geq \sigma_3$. Din cauza secțiunii pline, în orice secțiune a materialului cercetat este valabilă relația $\sigma_z = \sigma_\rho$ ceea ce înseamnă că în orice secțiune a materialului apare o stare hidrostatică plană de tensiune.

Pentru cazul deformării plastice starea hidrostatică de tensiune are o deosebită însemnătate, deoarece există aceeași tensiune normală în toate direcțiile spațiului și nu intervin tensiuni de forfecare.

Influența presiunii hidrostaterice asupra plasticizării este foarte mică. Presupunând că materialul este perfect plastic, influența presiunii hidrostaterice asupra proprietăților plastice ale materialului este neesențială, adică, deformațiile plastice nu pot apărea într-un material sub influența unei

încărcături care se reduce la o presiune hidrostatică, deci se poate admite că forța depinde numai de componentele deviatorului tensiunii sau de invarianții lor.

De asemenea s-a considerat că materialul în spațiul de deformare, datorită forțelor care acționează asupra lui, este în stare plastică, prin urmare este respectată condiția de plasticitate.

Condiția de plasticitate constituie un criteriu matematic pentru începerea curgerii plastice. Deoarece înainte de apariția stării plastice nu au loc decât modificări elastice ale formei este posibil, conform legii lui Hooke, ca modificarea formei să fie exprimată univoc cu ajutorul tensiunilor. De îndată ce acestea, în totalitatea lor, ating o anumită valoare, intervine starea plastică.

Dacă materialul este în stare plastică, atunci diferența dintre tensiunea principală maximă și cea minimă devine egală cu rezistența la deformare a materialului, adică:

$$\sigma_1 - \sigma_2 = 2k_f. \quad (3.73)$$

În cazul în care $\sigma_1 - \sigma_2 < 2k_f$, materialul nu curge (apar numai tensiuni elastice) și în cazul $\sigma_1 - \sigma_2 = 2k_f$ materialul tot nu curge, fiind un caz limită.

Sensul deformării oferă indicații asupra tensiunii principale. În matriță semifabricatul este deformat în direcție longitudinală, de aceea $\sigma_p > \sigma_z$, iar condiția de plasticitate este: $\sigma_p - \sigma_z = 2k_f$.

Folosind notațiile din figura 3.9, va rezulta în planul 0:

$$\sigma_{p0} - \sigma_{z0} = 2k_{f10}, \quad (3.74)$$

Iar în planul 1, va fi:

$$\sigma_{\rho 1} - \sigma_{z1} = 2k_{f11} \quad (3.75)$$

În conul de curgere $\sigma_z > \sigma_\rho$, iar condiția de plasticitate se va exprima astfel:

$$\sigma_z - \sigma_\rho = 2k_f, \quad (3.76)$$

Deci în planul 1, va fi: $\sigma_{z1} - \sigma_{\rho 1} = 2k_{f11}$, iar în planul 2:

$$\sigma_{z2} - \sigma_{\rho 2} = 2k_{f12}.$$

Între planurile 0 și 3, $\sigma_z > \sigma_\rho$, deci în planul 3 vom avea: $\sigma_{z3} - \sigma_{\rho 3} = 2k_{f13}$,

iar în planul 0:

$$\sigma_{z0} - \sigma_{\rho 0} = 2k_{f10}.$$

Pe baza ecuațiilor de echilibru obținute din proiecția forțelor, în raport cu axa z, va rezulta în zona delimitată de planurile 0 și 1 (fig.3.9):

$$(\sigma_z - \sigma_\rho) \cdot \frac{\pi D^2}{4} - \sigma_z \cdot \frac{\pi D^2}{4} - \mu \cdot \sigma_\rho \cdot \pi \cdot D \cdot dz = 0. \quad (3.77)$$

Ținând seama de condiția de plasticitate în această zonă ($\sigma_\rho - \sigma_z = 2k_{f0}$), relația (3.77) devine:

$$\frac{d_{\sigma_z}}{\sigma_z + 2k_{f0}} = \frac{4\mu}{D} \cdot dz, \quad (3.78)$$

De unde prin integrare se obține:

$$\ln(\sigma_z + 2k_{f0}) = \frac{4\mu}{D} \cdot z + \ln a_1, \quad (3.79)$$

$$\sigma_z + 2k_{f0} = a_1 \cdot e^{\frac{4\mu}{D} \cdot z}. \quad (3.80)$$

Constanta a_1 se determină din condiția limită pentru $z = 0$, adică în planul 1 unde tensiunea σ_z are valoarea σ_{z1} , atunci:

$$a_1 = \sigma_{z1} + 2k_{f0}. \quad (3.81)$$

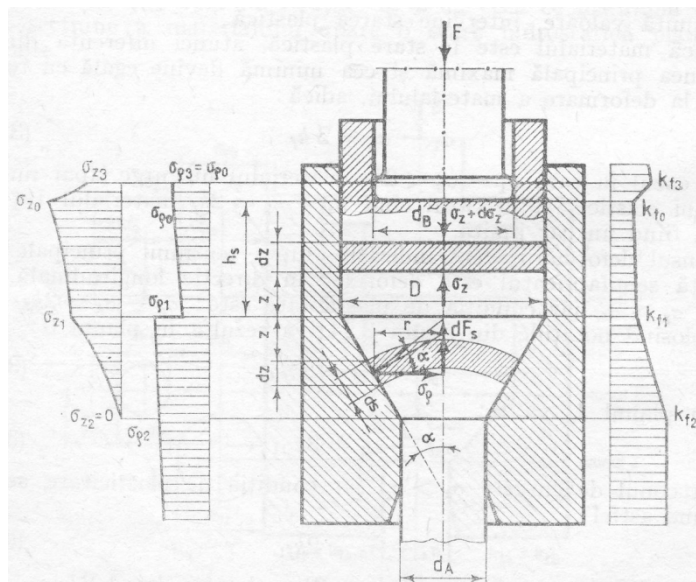


Fig.3.22. Schema echilibrului forțelor și variația tensiunilor axiale, radiale și a rezistenței la deformare în procesul de extrudare de extrudare combinată [1]

Pentru $z = h_s$ și înlocuind relația (3.81) în (3.80), se obține:

$$\sigma_z = (\sigma_{z1} + 2k_{f0}) e^{\frac{4\mu h_s}{D}} - 2k_{f0}. \quad (3.82)$$

Tensiunea σ_{z1} necesară obținerii și învingerii frecării în secțiunea de trecere se stabilește pe baza echilibrului forțelor în zona cuprinsă între planurile 1 și 2. Ținând seama că: $dz = dr / \operatorname{tg} \alpha$ și notând cu $\lambda = \operatorname{tg}(\alpha + \rho) / \operatorname{tg} \alpha$, se obține:

$$2\pi r dr \sigma_p \lambda = 2\pi r dr \sigma_z + \pi r^2 d\sigma_z. \quad (3.83)$$

De asemenea, ținând cont de condiția de plasticitate $\sigma_p = \sigma_z - 2k_f$ și înlocuind valoare lui σ_p în relația de mai sus se obține:

$$\frac{d\sigma_z}{dr} - 2(\lambda - 1) \frac{\sigma_z}{r} = -\frac{2\lambda}{r} \cdot 2k_f, \quad (3.84)$$

Iar după integrare:

$$\sigma_z = 2k_f \cdot \frac{\lambda}{\lambda-1} + a_1 \cdot r^2 \cdot (\lambda-1), \quad (3.85)$$

Constanta a_1 se poate determina din condițiile de limită și anume pentru

$$r = \left(\frac{d_A}{2} \right) \text{ și } \sigma_{zA} = 0, \text{ deci:}$$

$$-\sigma_{z11} = 2k_f \cdot \frac{\lambda}{\lambda-1} \cdot \left[\left(\frac{D^2}{d_A^2} \right)^{\lambda-1} - 1 \right]. \quad (3.86)$$

Materialul trecând prin conul de curgere se deformează, din expresia lucrului mecanic de deformare rezultă:

$$-\sigma_{z12} = 2k_f \cdot \frac{2}{3} \cdot \alpha. \quad (3.87)$$

Don relația (3.86) și (3.87) rezultă tensiunea axială din secțiunea 1, de forma:

$$\sigma_{z1} = 2k_f \cdot \frac{\lambda}{\lambda-1} \cdot \left[\left(\frac{D^2}{d_A^2} \right)^{\lambda-1} - 1 \right] + 2k_f \cdot \frac{2}{3} \cdot \alpha. \quad (3.88)$$

Dacă ρ (unghiul de frecare) și α sunt suficient de mici se poate admite ca $\lambda-1 \rightarrow 0$, adică $\lambda \rightarrow 1$, astfel că:

$$\frac{\left(\frac{D^2}{d_A^2} \right)^{\lambda-1} - 1}{\lambda-1} \approx \ln \frac{D^2}{d_A^2} = \varphi_A, \quad (3.89)$$

și

$$\lambda = \frac{\text{tg}(\rho + \alpha)}{\text{tg}\alpha} \approx 1 + \frac{\mu}{\alpha}.$$

În aceste condiții, relația (3.88), devine:

$$-\sigma_{z1} = 2k_{fA} \cdot \varphi_A \left(1 + \frac{\mu}{\alpha} + \frac{3}{2} \cdot \frac{\alpha}{\varphi_A} \right). \quad (3.90)$$

Tensiunea σ_z determinată cu relația (3.82), înlocuind pe σ_{z1} determinat de relația (3.90) se obține:

$$-\sigma_z = \left[2k_{fA} \cdot \varphi_A \cdot \left(1 + \frac{\mu}{\alpha} + \frac{2}{3} \cdot \frac{\alpha}{\varphi_A} \right) - 2k_{f0} \right] \cdot e^{\frac{4\mu \cdot h_s}{D}} + 2k_{f0}. \quad (3.91)$$

Variația tensiunii radiale σ_p este următoarea:

- între planurile 0 și 1, ea variază de la $\sigma_{z0} + 2k_{f0}$ până la $\sigma_{z1} + 2k_{f0}$;
- în conul de curgere, variază de la $\sigma_{z1} - 2k_{f0}$ până la $\sigma_{z2} - 2k_{fA}$, deoarece $\sigma_{z2} = 0$, rezultă $\sigma_{z2} = -2k_{fA}$;
- între planurile 0 și 3, ea variază de la $\sigma_{z0} - 2k_{f0}$ până la $\sigma_{z3} - 2k_{fB}$, deoarece $\sigma_{z3} = 0$, rezultă $\sigma_{z3} = -2k_{fB}$.

Deoarece tensiunea care apare în sculă este în echilibru cu forța specifică a sculei, rezultă că pe orice suprafață de contact este satisfăcută relația:

$$p = -\sigma \quad (3.92)$$

Presiunea necesară extrudării combinate trebuie să țină seama de toți factorii care intervin în procesul de deformare cum sunt dimensiunile inițiale, neomogenitatea deformării, rapoartele de extrudare etc. Prin urmare relația (3.91), devine:

$$p = c \cdot \left\{ \left[2k_{fA} \cdot \varphi_A \cdot \left(1 + \frac{\mu}{\alpha} + \frac{2}{3} \cdot \frac{\alpha}{\varphi_A} \right) - 2k_{f0} \right] \cdot e^{\frac{4\mu \cdot h_s}{D}} + 2k_{f0} \right\}, \quad (3.93)$$

unde constanta c poate avea următoarele valori:

- pentru $l_C/D=0,75 \rightarrow c = 0,44 + 0,085 \cdot \frac{R_B}{R_A}$

$$\text{- pentru } l_C/D=1 \rightarrow c = 0,56 + 0,125 \cdot \frac{R_B}{R_A}.$$

$$\text{- pentru } l_C/D=1,25 \rightarrow c = 0,68 + 0,1528 \cdot \frac{R_B}{R_A}$$

în care:

$$R_A \text{ și } R_B \text{ sunt rapoarte de deformare } \left(R_A = \frac{A_0}{A_A} \text{ și } R_B = \frac{A_0}{A_B} \right);$$

k_{f0} și k_{fA} – sunt rezistențe la deformare în planul 0 și planul 2;

Adoptând pentru rezistența la deformare o valoare k_f ca fiind media geometrică $k_f = \sqrt{k_{fA} \cdot k_{f0}}$, relația (3.93) devine:

$$p = 2k_f \cdot c \cdot \left\{ \left[\varphi_A \left(1 + \frac{\mu}{\alpha} + \frac{2}{3} \cdot \frac{\alpha}{\varphi_A} \right) - 1 \right] \cdot e^{\frac{4\mu \cdot h_s}{D}} + 1 \right\}, \quad (3.94)$$

Și forța de extrudare va fi:

$$F = p \cdot \frac{\pi \cdot d_B^2}{4}. \quad (3.95)$$

Extrudarea combinată fiind o îmbinare a extrudării directe cu cea inversă și deoarece forța necesară deplasării materialului, pentru aceleași dimensiuni ale semifabricatului și piesei, este mai mică la extrudarea inversă, curgerea metalului la partea corespunzătoare extrudării inverse este mai accentuată. De aceea va trebui plasată în partea extrudării directe acea parte a piesei care se prevede că va curge mai ușor (formă mai simplă a secțiunii, respectiv porțiune de secțiune mai mare), iar în cazul unor piese simetrice, va trebui să se ia măsuri de mărire a rezistenței la curgere a metalului spre partea extrudării inverse (prin mărirea lungimii zonei de calibrare a matitei).

4. PROCESUL TEHNOLOGIC DE EXTRUDARE LA RECE

4.1. Generalități

Dezvoltarea în ultimii ani a procesului de prelucrare prin extrudarea a permis cuprinderea unei palete tot mai largi de configurații de piese și materiale care pot fi extrudate.

Atât tehnologia de prelucrare cât și construcția matrițelor s-au dezvoltat spectaculos existând în prezent soluții aplicate atât pe prese cu un singur post de lucru cât și pe prese automate cu mai multe posturi de lucru. În funcție de aceste soluții construcția matrițelor de extrudare diferă foarte mult.

În proiectarea elementelor active (poanson, placă) trebuie să se aibă în vedere caracterul solicitării, prezența foarte pronunțată a fenomenelor de frecare în timpul procesului de extrudare, evitarea concentratorilor de tensiune, dilatarea și contractia elementelor active datorită presiunilor ridicate la care sunt supuse, asigurarea unei durabilități cât mai mari etc.

Elementele active sunt solicitate la eforturi de întindere și compresiune după un ciclu care se repetă la fiecare operație.

Pentru a reduce frecarea și implicit rezistența la deformare a materialului este necesar ca suprafața de contact între semifabricat și elementele active să fie cât mai mică.

Căldura produsă în timpul extrudării deteriorează proprietățile lubrifianților, micșorează duritatea elementelor active, cu consecințe privind uzura prematură a sculelor sau chiar griparea lor.

Geometria elementelor active trebuie să asigure o curgere cât mai uniformă a materialului care se deformează, reducând prin aceasta frecările interioare, curgerea turbulentă și generarea de căldură.

În ideea evitării concentratorilor de tensiune în construcția elementelor active se vor evita variațiile bruște de secțiune, zone fără racordări, unghiuri ascuțite.

În etapa actuală, folosirea preselor automate cu unul sau mai multe posturi de lucru, ridică o serie de probleme noi construcției elementelor active ale matrițelor de extrudare, din punct de vedere a durabilității. Aceasta, datorită faptului că timpii de montare și reglare a matrițelor pe prese automate sunt extrem de mari, fapt pentru care extrudarea la rece devine eficientă numai prin utilizarea matrițelor cu durabilitate mare.

4.2. Etapele extrudării la rece

Procesul tehnologic al extrudării la rece cuprinde în principal următoarele operații: debitarea semifabricatului, tratamentul termic, pregătirea suprafeței, lubrifierea, extrudarea și prelucrarea finală a pieselor obținute.

4.2.1. Debitarea

Dezvoltarea tehnologiilor de prelucrare prin extrudare la rece a impus modernizarea operațiilor de obținere a semifabricatelor, care în multe cazuri determină eficiența economică a procedului.

Operația de debitare trebuie să asigure;

- rugozitate mică a suprafeței separate;
- precizie ridicată a volumului sau lungimii;
- precizie ridicată a abaterilor de la forma geometrică;
- realizarea unor semifabricate cu o lungime mică în raport cu secțiunea transversală;
- păstrarea caracteristicilor inițiale ale materialului în zona de separare.

Debitarea semifabricatelor se realizează prin aşchiere, forfecare sau prin tehnologii neconvenţionale. Aplicarea unuia sau altuia din procedeele indicate depinde de precizia cerută pieselor debitate, de duritatea materialului, de calitatea materialului şi de consumul de energie al procedeeului de debitare.

Debitarea se poate efectua cu sau fără pierderea de material. Prin debitarea cu pierdere de material (prin aşchiere) se obţin de regulă suprafeţe cu rugozitate bună şi fără deformări, procedeul prezentând însă pe lângă dezavantajul pierderii de material şi o productivitate scăzută. Cu toate acestea, pentru aliaje şi metale moi se utilizează debitarea prin aşchiere (pe strung sau cu freze cu disc) deoarece prin forfecare se poate obţine o calitate corespunzătoare a suprafeţei separate.

Debitarea cu freze cu disc se recomandă pentru semifabricate de dimensiuni mici şi mijlocii, din metale moi şi semidure. Fierăstraiele mecanice se utilizează, de obicei, pentru debitarea barelor din metal moale şi semidur, având dimensiunile mijlocii şi mari, la producţia de serie. Când materialul barelor este de duritate mare debitarea se realizează la maşini speciale cu disc abraziv.

Datorită productivităţii mici şi consumului relativ mare de metal şi energia la debitarea prin aşchiere, ea se foloseşte numai atunci când debitarea cu tăişuri asociate prin forfecare nu dă rezultate corespunzătoare. Debitarea prin forfecare s-a impus ca o metodă de cea mai mare productivitate, căreia i s-au adus continuu perfecţionări.

Calitatea debitării prin forfecare este influenţată de geometria elementelor active ale tăişurilor asociate, de jocul dintre tăişuri etc. De aceea se recomandă debitarea de precizie prin forfecare la rece – procedeu relativ nou, care asigură semifabricatelor debitate precizie geometrică şi

dimensională ridicată, caracteristicile zonei forfecate nefiind modificate, iar semifabricatele obținute putând fi utilizate la operațiile de extrudare la rece fără alte prelucrări.

În cazul debitării prin forfecare, procesul începe cu o deformare plastică în prima fază, de pătrundere a muchiei active, apărând apoi un proces de rupere, datorită propagării fisurilor din punctul de contact cu muchia activă a tăișului. Pentru extrudarea la rece, semifabricatelor trebuie să corespundă următoarele condiții (fig.4.1):

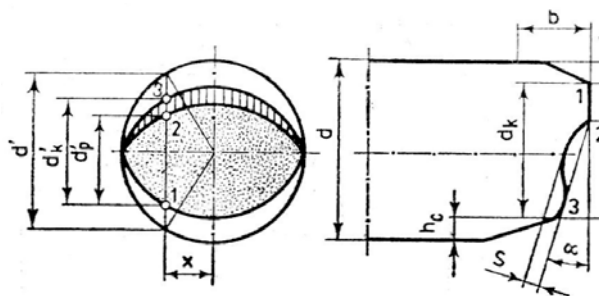


Fig.4.1. Elemente geometrice ale pieselor obținute prin debitarea de precizie [1]

- abatere volumetrică, $\eta = \frac{\Delta V}{V} = 0,02$;
- subțiere, $f_0 = \frac{f}{d} = 0,02$;
- aplatizare, $C_0 = \frac{c}{d} = 0$;
- abatere de la planeitate, $b_0 = \frac{b}{d} = 0$;
- gâtuire, $S_0 = d - d_1 = 0,02$;
- abatere de la perpendicularitate, $\alpha = 1^\circ$.

Calitatea semifabricatelor debitate depinde de o serie de factori, dintre care cei mai importanți sunt:

- calitatea materialului care se debitează (caracteristici mecanice, structură, forma secțiunii);
- lungimea semifabricatului;
- metoda de debitare;
- condițiile de debitare (temperatură, viteză de deformare, caracterul solicitării, forța de frecare);
- geometria elementelor active (forma cuțitului, starea muchiilor, rigiditatea);
- utilajul de debitare (precizia avansului barei, viteza de deformare, rigiditate).

Debitarea prin forfecare la rece se poate realiza prin forfecare deschisă, semideschisă, semiînchisă și închisă. După modul de fixare a semifabricatului în dispozitiv, debitarea prin forfecare poate fi:

- fără strângerea semifabricatului;
- cu strângerea rigidă a semifabricatului;
- cu strângere elastică a semifabricatului;
- cu comprimare axială sau radială a semifabricatului.

4.2.2. Tratamentul termic

Pentru extrudarea la rece, se impune ca materialul să aibă o plasticitate cât mai mare și implicit o rezistență la deformare cât mai mică. În timpul extrudării, materialul se deformează multidirecțional, creând pe lângă ecruisare și tensiuni suplimentare, din cauza neuniformității deformării; de aceea se cere ca structura sa fie omogenă.

Tratamentul termic la fabricația pieselor extrudate la rece, poate fi aplicat la material în stare de livrare, ca un tratament intermediar, sau pieselor extrudate, ca un tratament termic final.

Deși materialul, și în special oțelurile, în cele mai multe cazuri se livrează în stare recoaptă, deci cu plasticitate corespunzătoare, totuși din cauza debitării prin forfecare, semifabricatele se ecrusează și este necesar un tratament termic de înmuiere.

În cazul extrudării la rece a oțelului se folosesc ca tratamente termice inițiale și intermediare, normalizarea, recoacerea de înmuiere (globulizarea), recoacerea de cristalizare.

Normalizarea. Prin acest tratament, oțelul este încălzit puțin peste punctul critic A_{c3} (cu 20...50°C) pentru evitarea supraîncălzirii, mai ales la oțelurile cu granulație ereditară grosolană. Oțelurile dezoxidate cu aluminiu și cele aliate pot fi încălzite la limita superioară a intervalului termic admisibil.

Regimul răcirii, respectiv viteza răcirii trebuie adaptată compoziției oțelului și trebuie să fie în general moderată, deoarece la răciri rapide pot apare structuri de călire, iar la cele lente ar apare dezavantajate cauzate de durata mare de răcire.

Normalizarea, reprezintă tratamentul termic cel mai indicat pentru a elimina structura grosolană și neomogenă a oțelurilor carbon aliate, îndeosebi cu conținut de carbon între 0,12...0,25%.

Multe oțeluri prezintă în stare de livrare, o structură neomogenă în benzi ferito - perlitice, structură dăunătoare pentru un proces de extrudare la rece.

Pentru oțeluri nealiate, cu carbon redus, viteza de răcire poate fi cu puțin peste 30....40°C/min. Pentru oțelurile nealiate, 0,3....0,4 % C, viteza minimă de răcire este de 40°C/min.

Recoacerea de înmuiere, se aplică oțelurilor cu peste 0,2% C, care au fost supuse în prealabil unui tratament de normalizare, sau în vederea obținerii unei structuri cu perlită globulară, prin globulizarea cementitei.

Recoacerea de globulizare constă din încălzirea oțelului până la o temperatură puțin peste A_{c1} (cu 10...20°C), menținerea la această temperatură (cca 1...5 h) și răcire lentă. Datorită prezenței grăunților mici de austenită și a unui număr mare de incluziuni nedizolvate de cementită secundară, se formează perlita globulară.

Recoacerea de recristalizare. Acest tratament termic se aplică la procesul de extrudare la rece, ca o operație intermediară între două operații de extrudare cu grad mare de deformare, deci când materialul este puternic ecruisat și nu mai permite o nouă deformare la rece, sau la sfârșitul procesului de extrudare.

Factorii principali, care se iau în considerare la determinarea parametrilor la recoacerea de recristalizare sunt: compoziția oțelului, structura, gradul și viteza de deformare.

Recoacerea de recristalizare se aplică mai ales în cazul oțelurilor sărace în carbon, dar se pretează și la cele mai bogat aliate ecruisate.

Structura oțelului influențează recoacerea prin gradul de finețe a granulației dinaintea ecruisării, în sensul că o structură fină necesită temperaturi joase de recristalizare. O structură inițială neuniformă favorizează obținerea după recristalizare a unei structuri mai grosolane,

Gradul și viteza de deformare au o importanță deosebită asupra procesului de recristalizare, în special asupra mărimii grăunților obținuți. Cu cât gradul de deformare este mai mare, numărul defectelor reticulare este mai mare, deci și numărul centrelor de recristalizare, respectiv capacitatea de recristalizare crește, având drept rezultat obținerea unei granulații mai fine.

Se cunoaște că există în domeniul gradelor de deformare relativ mici, și anume la gradul critic de deformare (ecrusaj critic), o tendință excesivă de creștere a grăunților în timpul recoacerilor de recristalizare.

În toate cazurile când deformarea materialului se realizează în apropierea gradului critic de deformare, aplicarea recoacerii de recristalizare este interzisă fiindcă rezistența materialului devine mult mai mic. În asemenea cazuri, eliminarea ecrusării se rezolvă printr-o recoacere de normalizare obișnuită.

Oțelurile moi (cu conținut scăzut de carbon) sunt mult mai sensibile în ceea ce privește gradul critic de deformare, decât cele mai bogat aliate în carbon. Pragul de recristalizare pentru diferite oțeluri se stabilește cu mai multă siguranță din diagramele de recristalizare a lor, în funcție de gradul de deformare. Această diagramă se ridică experimental. Pentru cele mai multe oțeluri, gradul critic de deformare are valori de 5...10%.

În extrudarea la rece, mai ales pentru piese cu formă complexă, nu în toate zonele, materialul suferă aceeași deformare. Pe baza acestui considerent pot fi zone unde gradul de deformare să fie apropiat de valoarea gradului critic de deformare. În aceste condiții se vor folosi temperaturi de recoacere cât mai mic, pentru a evita obținerea de structuri grosolane. Practic, dimensiunea medie a grăunților după recristalizare depinde de temperatura de recristalizare și de gradul de deformare.

Extrudarea la rece a oțelurilor se poate efectua mai bine când sunt utilizate oțeluri cu structură granulară uniformă, cementita reprezentând o formă sferoidală.

Un oțel utilizat pentru extrudarea la rece conține ferită și perlită în cantități dependente de conținutul de carbon. În aceste oțeluri, ferita constituie materialul moale în care se găsesc înglobați grăunții duri de perlită, ca

trebuie să fie distribuiți cât mai uniform posibil. Aceștia nu trebuie să fie concentrați, deoarece reduc plasticitatea și pot să determine fisuri în timpul deformării.

Astfel grăunții mici măresc rezistența la deformare iar, grăunții mari reduc această rezistență. În cazul cristalelor prea mari există pericolul să apară o legătură slabă între ele și să se producă fisuri sub acțiunea tensiunilor din timpul deformării.

La extrudarea la rece a metalelor și aliajelor neferoase, tratamentul termic se prescrie de la caz la caz, urmărindu-se realizarea unor condiții ca și pentru oțeluri: duritate minimă, plasticitate maximă și evitarea apariției unor componente dure în structură.

Pentru aliajele care prezintă fenomenul de îmbătrânire naturală (în special la aliajele de aluminiu), este necesar ca între tratament și operația de extrudare să nu treacă mai mult de 2...4 de ore, pentru că după acest timp materialul se durifică și își micșorează plasticitatea.

Alegerea temperaturii de recristalizare depinde de scopul urmărit prin recoacere și de variația mărimii grăuntelui.

Pentru înmuierea totală a produsului și redobândirea completă a plasticității, încălzirea se face chiar și cu 100...200°C peste temperatura de recristalizare a aliajului. Sunt însă unele aliaje pentru care înmuierea se produce chiar în cursul restaurării (aluminiul în mare puritate, molibdenul, zirconiu) și această regulă nu se aplică.

La alegerea temperaturii de recoacere contribuie și apariția orientării preferate (a texturii) la recristalizare. Dirijarea obținerii unei anumite texturi de recristalizare este o operație dificilă, Textura după recristalizare poate fi aceeași sau diferită de textura după deformare, sau materialul poate să nu fie texturat. Apariția texturii determină o anizotropie a proprietăților în funcție

de direcția cristalografică. Astfel, dacă materialul recopt prezintă textură după recristalizare, el se va lungi neuniform mai mult în anumite direcții dând defectul numit „urechi” sau „festoane”.

Viteza de încălzire și răcire, la recoacerea de recristalizare, nu are efecte speciale asupra metalelor pure sau aliajelor monofazice deformante. În schimb, o încălzire lentă a aliajelor durificabile poate conduce la precipitarea unor faze secundare care, dacă sunt uniform distribuite, împiedică creșterea grăuntelui, iar dacă au distribuție neuniformă, favorizează numai creșterea anumitor grăunți. În ultimul caz, pentru evitarea granulației neuniformă este necesară o încălzire rapidă.

4.2.3. Pregătirea suprafeței

Necesarul de energie pentru deformarea plastică la rece, se compune din energia pentru deformarea propriu-zisă și energie pierdută prin frecare. Energie pentru deformarea propriu-zisă, poate fi micșorată destul de puțin prin tratamente termice, așa încât micșorarea frecării devine o sursă pentru reducerea energiei totale de deformare.

Existența presiunilor ridicate, de ordinul 300 daN/mm^2 , situează procesele de frecare, care au loc la extrudare, în domeniul „frecării limită”.

În vederea situării frecării în domeniul „frecării mixte”, este necesară crearea unor straturi separatoare între suprafețele metalice în contact. Acest strat trebuie să fie legat metalic de materialul supus deformării și să prezinte o anumită porozitate pentru a permite înglobarea

Metoda de pregătire a suprafeței care a permis aplicarea extrudării la rece la oțel și prin care s-au obținut cele mai bune rezultate, astăzi unanim folosită, este cea a fosfătării.

Operația de fosfatare constă, în principiu, din acțiunea pe care o manifestă o soluție apoasă de acid fosforic cu adaosuri de fosfați primari de zinc, mangan sau fier, asupra unei suprafețe metalice decapată și degresată.

Ca proces tehnologic, fosfatarea cuprinde mai multe operații și anume: degresarea, decaparea, spălarea, fosfatarea, spălarea și uscarea.

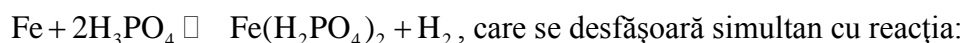
Degresarea. Curățirea de grăsimi se realizează de obicei prin utilizarea unor soluții alcaline cu adaos de detergenți, sau prin folosirea triclorului sau percloretilenei. Triclorul și percloretilena sunt substanțe puternic degresate, nu sunt inflamabile, însă sunt toxice, având o acțiune narcotică. Ca sistem de degresare se poate utiliza imersarea pieselor în mediul de degresare, în vapori sau combinat.

Decaparea. Curățirea suprafeței metalice de oxizi se poate realiza pe cale mecanică sau pe cale chimică. Trebuie menționat că sablarea cu nisip este interzisă, deoarece grăunții de nisip pot să adere la suprafața metalică, iar o sablare cu alică poate ecruisa suprafața.

Singura metodă acceptabilă și productivă este curățirea prin decapare în acizi. Soluția de decapare, utilizată de obicei pentru semifabricate destinate extrudării la rece, este o soluție de acid sulfuric 10 ... 30 % în greutate, la o temperatură de 50 ... 90 ° C, sau o soluție de acid clorhidric 15 % la rece.

După decapare se aplică o spălare în apă rece și apoi o clătire în apă. În această stare, suprafața semifabricatelor devine activă și pregătită pentru procesul de fosfatare.

Fosfatarea semifabricatelor din oțel are la bază interacțiunea dintre acidul fosforic (soluție diluată care adesea mai conține și adaosuri de fosfat de Zn, Mn, Fe având pH = 2 ... 3) și stratul superficial al semifabricatului, după reacția:





în care: Me = Zn, Mn, Fe.

Astfel se obține un strat poros cu aspect gri mai mult sau mai puțin închis. Nu este admisă fosfatarea amorfă în soluții alcaline (pH = 4,5...5,5), deoarece acest strat nu prezintă rezistență necesară.

Pentru obținerea unui strat de fosfat omogen al cărui component principal este întotdeauna trizinc –fosfat tetrahidrat $(\text{PO}_4)_2\text{Zn}_3 \cdot 4\text{H}_2\text{O}$, baia de fosfatare trebuie să conțină elemente oxidante cum sunt azotați (NO_3^-), azotiți (NO_2^-) și clorați (ClO_3^-), sau azotați și clorați.

Astfel se accelerează reacțiile de atacare a metalului de către acidul fosforic și fosfații acizi, oxidând hidrogenul eliberat și evitând astfel fenomenul de polarizare prin formarea pe suprafața pieselor a unui înveliș de hidrogen.

În procesul de fosfatare, există o strânsă interdependență între conținutul de carbon al oțelului, structura și proprietățile stratului de fosfat format. La oțelurile cu un conținut scăzut de carbon se depun în general straturi de fosfat mai subțiri decât pe oțelurile cu un conținut de carbon mai ridicat. De asemenea, pe piese cu diametru mic, care au același conținut de carbon cu cel al unor piese de diametru mai mare, se depune întotdeauna un strat de o grosime mai mare.

Oțelurile înalt aliate (cu mai mult de 8% Cr) nu mai pot fi fosfatate, întrucât acidul fosforic nu are capacitatea să atace aceste oțeluri. În acest caz, se folosește procedeul de oxalare care determină apariția pe suprafața metalică a unui strat verde de oxalat de crom.

Procedeul este asemănător fosfătării, băile de oxalare conține acid oxalic (HOOC-COOH), oxalat feric și un accelerator, care poate fi un clorant.

Modul de acțiune a straturilor fosfatate asupra procesului de extrudare la rece a oțelurilor este mai puțin cunoscut. Se cunoaște totuși că deformarea cristalelor de sare depuse, care sunt foarte dure și totodată fragile, nu se produce prin procedee de alunecare. Se presupune că majoritatea cristalelor sunt sfărâmate în timpul deformării plastice, ajungând sub forma unei pulberi foarte fine.

Grosimea stratului de fosfat se recomandă să fie de 5....15 micrometri sau altfel exprimat, de 30.....45 miligrame/dm² de suprafață a semifabricatelor. Este indicat de asemenea ca stratul sa fie uniform, fin și aderent.

Fosfatarea semifabricatelor din aluminiu. Stratul cu rol de suport pentru lubrifianț se aplică și aliajelor neferoase. Astfel, pe aliaje de aluminiu pot fi realizate straturi de oxizi, fosfați sau cromati. Pentru aliajele de aluminiu aplicarea straturilor de oxizi se poate face prin anodizare; procedeu electrochimic care transformă stratul de metal de la suprafața semifabricatului într-un strat de oxid fin și poros.

Procesul se realizează prin imersia barelor de aluminiu în diferite băi, cu următoarele succesiuni: decapare 5 minute în soluție de tiosulfat de sodiu la 82°C, spălare în apă rece și apoi în apă caldă, urmată din nou de spălare în apă rece și în caldă, pentru fiecare operație folosindu-se altă baie. Barele sunt imersate după aceea în soluție de fosfat, urmată de spălare în apă fierbinte.

Parametrii băii de fosfatare sunt: concentrația inițială și finală și concentrația de acid liber.

Aliajele de aluminiu se pot extruda și fără un tratament al suprafeței, fiind suficientă o ungere uscată cu pulbere de stearat de zinc.

4.2.4. Lubrifierea

În procesele de extrudare la rece, lubrifierii îi revin următoarele roluri: reducerea frecării dintre elementele active ale matriței și materialul supus deformării, mărirea durabilității elementelor active prin reducerea uzurii acestora, îmbunătățirea calității suprafețelor pieselor obținute. Îndeplinirea acestor cerințe nu mai poate fi realizată de uleiurile minerale obișnuite, nici măcar de cele cu adaosuri (acizi grași sau resturi de acizi grași), datorită presiunii ridicate la interfața semifabricat-matriță de 250...300 daN/mm².

Pentru situarea frecării în domeniul „frecării mixte”, este necesar ca lubrifiantul să conțină substanțe capabile să creeze straturi separatoare pe bază de acțiune fizică sau chimică. Aceste substanțe pot fi grupate astfel:

- substanțe miscibile în ulei (combinații ale sulfurului, clorului și fosforului, uleiuri consistente);
- substanțe solubile în apă (săpunurile metalelor monovalente);
- substanțe ce formează suspensii (MoS₂, WS₂, grafit săpunurile metalelor bivalente; polivalente);
- substanțe parțial solubile ce formează suspensii.

Alegerea substanței lubrifiante se face ținând seama de o serie de criterii, dintre care se pot enumera: natura materialului ce urmează a fi deformat, gradul de deformare, operațiile de pregătire chimică sau mecanică efectuate asupra semifabricatului, de operațiile de finisare aplicate după deformarea plastică și în fine și de procedeul de deformare (deformarea pe prese cu un singur post de lucru sau pe prese cu mai multe posturi de lucru).

Uleiuri pentru extrudare la rece. Din această grupă fac parte uleiurile cărora li s-au adăugat aditivi pe bază de combinații ale clorului,

sulfului, fosforului, sau adaosuri de uleiuri consistente. Aceste uleiuri sunt utilizate atât pentru oțeluri cât și pentru materiale metalice neferoase. De menționat că aditivii pe bază de sulf nu sunt indicați pentru lubrifierea cuprului și aliajelor de cupru, datorită formării pe suprafețele deformate a combinației CuS.

Soluții apoase ale săpunurilor pe bază de metale monovalente. În combinație cu acoperiri pe bază de oxalați sau fosfați, se formează straturi de săpunuri metalice nesolubile cu proprietăți lubrifiante foarte bune. Cel mai indicat lubrifiant de acest tip îl constituie stearații, care prin alegerea corespunzătoare a adaosurilor reactive permit obținerea unor straturi uniforme și fără aglomerări de lubrifiant pe semifabricate.

Substanțe lubrifiante în stare de suspensii. Pe lângă bisulfura de molibden (MoS_2) și grafit, din această grupă mai fac parte: bisulfura de wolfram (WS_2), săpunurile metalelor bi și polivalente, cât și politetrafluoretilena (PTFE) și telomerii acesteia.

Pentru operații de extrudare la care temperatura poate atinge 250°C și chiar 300°C se recomandă lubrifierea cu bisulfură de molibden. Această operație este precedată întotdeauna de operații de fosfatare sau oxalare.

Tendința actuală de mecanizare a proceselor de deformare plastică la rece a impus găsirea unor procedee de lubrifiere mai simple. Astfel, prin folosirea suspensiei de MoS_2 într-un diluant se reușește aplicarea lubrifiantului printr-o simplă imersiune urmată de uscare.

Pentru o mai bună legare a particulelor, amestecului lubrifiant i se adaugă substanțe de genul rășinilor sintetice (ex. acetat de polivinil), iar ca mediu de dispersare, se folosesc substanțe din grupa hidrocarburilor clorurate.

Pentru extrudarea la rece a oțelului, este utilizat aproape în exclusivitate MoS_2 , care se aplică și pe suprafețele fosfatate sau oxalate și numai pentru operații simple se poate trece la lubrifiere pe suprafețe decapate și degresate. Sulfura de wolfram sub forma (WS_2) este un lubrifian solid. Datorită prețului de cost ridicat, această substanță se utilizează pe scară redusă.

Deși grafitul are în formă cristalină aceeași structură ca și MoS_2 , rezistă la presiuni specifice mai mici decât bisulfura de molibden. De aceea se recomandă grafitul activat. În acest caz există un procedeu special de tratare a grafitului cu sărurile substanțelor alcaline, alcalino-pământoase sau săruri de amoniu. Încercările efectuate au dus la rezultate comparabile cu cele obținute prin folosirea bisulfurii de molibden.

Lubrifianții pe bază de săpunuri ale metalelor bi și polivalente se folosesc cu precădere pentru extrudarea metalelor neferoase. Din această categorie de lubrifianți fac parte stearatul de zinc și soluțiile de săpun și talc în apă, care se aplică pe suprafețe pregătite prin fosfatare sau oxalare.

4.2.5. Elemente tehnologice ale extrudării la rece

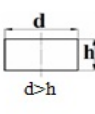












































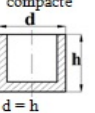





















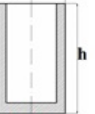
























Alegerea metodei de extrudare, a fazelor de deformare, a dimensiunilor inițiale a semifabricatului, se face în funcție de forma piesei. Dacă în trecut posibilitățile procedurii de extrudare la rece era limitate în ceea ce privește formele pieselor obținute (de regulă piese cilindrice și corpuri de revoluție), în prezent aceste posibilități au fost extinse la o gamă largă de forme [4, 8].

Domeniul cel mai larg îl formează piesele cu formă simetrică care se pot împărți în mai multe clase, ținând seama de forma de bază și care la rândul lor pot cuprinde mai multe grupe conform tab. 4.1.

Clasificarea pieselor extrudate după formă este utilă, având în vedere că acest element indică complexitatea elementelor active ale matriței, gradul de deformare, respectiv numărul de deformări, precum și prețul de cost și, în ultimă instanță, oportunitatea aplicării procedurii de extrudare pentru realizarea piesei date.

Pe baza clasificării pieselor, se poate face codificarea acestora, ceea ce ușurează operațiile de ținere a evidenței, creând de asemenea premisele necesare efectuării calculului tehnologic cu ajutorul calculatoarelor.

Tab.4.1. Piese cu forme simetrice de rotație obținute prin extrudare

	Suprafață frontală	Fără forme secundare		Cu degajare		Cu cep		Complexe	
	Suprafață laterala	I	II	I	II	I	II	I	II
Clasa 1-a Formă De șarabă  $d > h$	1.1 Formă principală cilindrică		-						
	1.2 Formă principală cu alezaj străpuns		-						
	1.3 Forma principală cu tija netedă								
Clasa 2-a Piese lungi Pline  $d < h$	2.1 Forma principală cu tija netedă		-						
	2.2 Forma principală cu tija profilată								
	2.3 Forma principală cu suprafețe conice							-	-
Clasa 3-a Forme compacte  $d = h$	3.1 Forma principală cilindrică		-						
	3.2 Forma principală cilindrică cu flanșe		-						
	3.3 Forma principală cu alezaj străpuns		-						
Clasa 4-a  $d < h$	4.1 Forma principală cilindrică								
	4.2 Forma principală cilindrică cu flanșe								
	4.3 Forma principală cilindrică cu suprafețe conice și bombate								

Se pot realiza prin extrudare la rece, în anumite condiții, și piese asimetrice axial. În acest caz, o importanță deosebită are condiția ca centrul de greutate al piesei să se găsească pe axa sculei.

Prin extrudare la rece se pot obține și piese cu formă specială, cum ar fi roți dințate cilindrice și conice, pinioane de comandă și alte profiluri cu danturi.

În afară de forma piesei, în elaborarea tehnologiei de extrudare, trebuie să se țină seama de raporturile dintre dimensiunile piesei extrudate, tab.4.2.

Limita practică a dimensiunilor maxime a pieselor extrudate la rece este determinată de solicitarea maximă admisibilă a sculei (cca 250 daN/mm²), de cursă, respectiv de mărimea și tipul presei de extrudare.

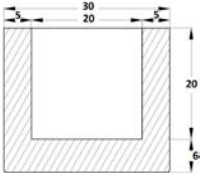
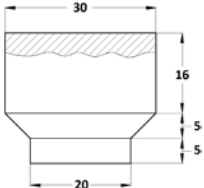
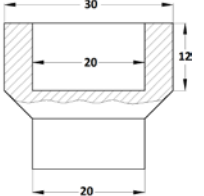
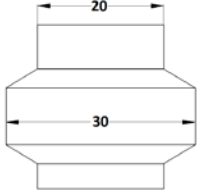
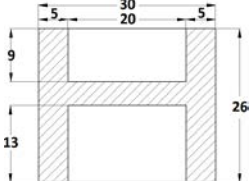
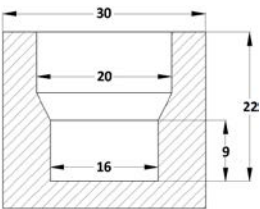
Practic, dimensiunile pieselor realizate prin extrudare sunt extreme de variate, începând cu câțiva milimetri, pentru aparatura specifică mecanicii fine, electronicii și electrotehnicii și până la diametre de 250 mm și lungimea de 3000 mm în industria aeronautică.

Grosimile de perete variază de asemenea în funcție de forma și materialul piesei, între 0,5 și 15 mm pentru oțel și între 0,05 și 5 mm pentru aliaje neferoase.

Pentru cazul extrudării inverse a tuburilor, din cauza solicitărilor care apar în elementele active, raportul dintre lungimea tubului și diametru nu poate depăși $h/d = (3 \dots 10)$.

Calitatea suprafeței pieselor extrudate este superioară strunjirii fine și se situează foarte aproape de rectificarea fină. Prin extrudare la rece se obține o rugozitate de 0,1 ... 0,4 μm care este determinată de pregătirea suprafeței semifabricatului (fosfatare și ungere), calitatea suprafeței elementelor active, mărimea grăuntelui materialului și variațiile de secțiune.

La piesele cu cavitate interioară, suprafața exterioară este în general mai rugoasă decât cea interioară.

Nr. crt.	Schița piesei	Raporturi de corelare recomandate	Tipul de extrudare
1		$d \leq 0,86 D$ $S_1 \geq S_2$ $L \leq 3d$	Extrudare inversă
2		$d \leq 0,45 D$ Grad maxim de extrudare = 80%	Extrudare directă
3		$d_1 \leq 0,45 D$ $l \leq 3d_1$ $d_2 \geq 0,4 D$	Extrudare combinată
4		$d \geq 0,85 D$	Extrudare combinată
5		$d_1 \leq 0,86 D$ $d_2 \leq 0,86 D$ $l_1 \leq 3d_1$ $l_2 \leq 3d_2$	Extrudare combinată
6		$d_1 \leq 0,86 D$ $l_1 \leq 3d_1$ $l_2 \leq d_2$	Extrudare inversă

După cum se poate intui din tab. 4.2, nu orice configurație de piesă poate fi realizată prin extrudare. Aceasta, pe de o parte datorită restricțiilor impuse de raporturile de corelare dimensională recomandate și determinate în principal de curgerea materialului, de umplerea matriței, uzura sculelor etc, iar pe de altă parte de posibilitatea tehnică de extragere a pieselor din matriță sau de deformare efectivă (de ex. găuriri mai adânci de diametre reduse, când există pericolul de flambaj al poansoanelor). Fig.4.2. cuprinde forme de piese extrudabile și forme neadecvate sau greu de realizat.

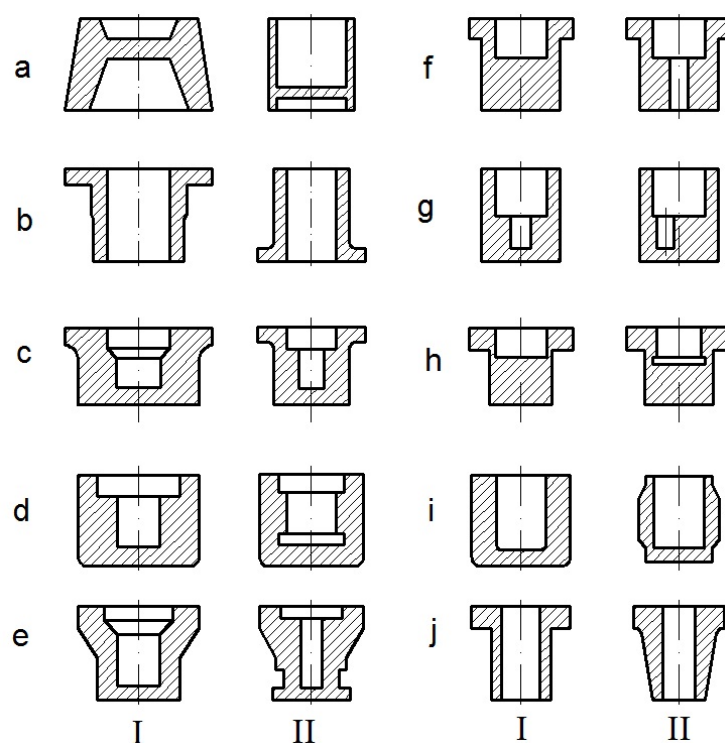
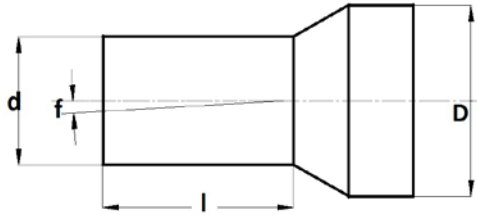


Fig.4.2. Forme de piese realizabile prin extrudare la rece:
I - forme recomandabile; II - forme neadecvate

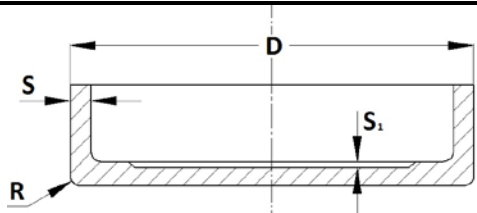
În tabelele 4.3 ... 4.6 se prezintă abaterile dimensionale maxime obținute la piese pline și cave prin extrudare la rece.

Tab.4.3. Abateri nominale maxime obținute la extrudarea la rece a pieselor pline din oțel



Diametrul d, în mm	Abateră dimensiunii d.	Abateră dimensiunii d, printr-o operație suplimentară	Lungimea l, în mm	Săgeata f, în mm
Sub 10	±0,05 ... ±0,10	±0,020 ... 0,036	Sun 100	±0,02 ... ±0,15
10 ... 30	±0,15 ... ±0,20	±0,036 ... ±0,052	100 ... 200	±0,05 ... ±0,25
30 ... 50	±0,15 ... ±0,25	±0,050 ... ±0,065	200 ... 500	±0,10 ... ±0,50
50 ... 80	±0,15 ... 0,30	±0,056 ... ±0,078	500 ... 700	±0,20 ... ±1,50
80 ... 100			700 ... 1200	±0,50 ... ±2,00

Tab. 4.4. Abateri nominale maxime obținute la extrudarea la rece a pieselor cave din aluminiu



Diametrul exterior		Grosimea peretelui lateral		Grosimea fundului		R
D[mm]	Abateră ± [mm]	S[mm]	Abateră ±[mm]	S ₁ [mm]	Abateră ±[mm]	[mm]
Până la 10	0,075	0,20	0,038	0,35	0,06	0,8
11 ... 20	0,125	0,25	0,040	0,40	0,07	1,2
21 ... 49	0,150	0,40	0,050	0,55	0,10	1,7
50 ... 69	0,180	0,45	0,053	0,65	0,12	2,0
70 ... 89	0,200	0,50	0,060	0,75	0,15	2,5
90 ... 110	0,300	0,70	0,070	1,00	0,20	3,5
111 ... 120	0,350	1,00	0,100	1,50	0,30	5,0

Nota: pentru obținerea unor raze mai mici, trebuie recurs la o operație ulterioară de calibrare

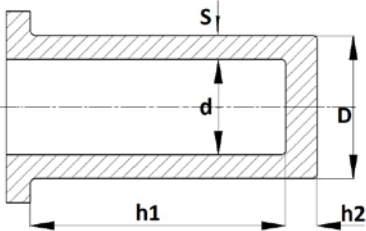
Unul din avantajele procedurii de extrudare la rece este și precizia ridicată a pieselor obținute, cu toleranțe care pot exclude în numeroase cazuri necesitatea operațiilor de finisare prin așchiere. Trebuie menționat că precizia obținută este condiționată de următorii factori:

- rigiditatea presei, jocul din ghidaje etc;
- precizia de execuție a elementelor active;
- materialul (compoziție chimică, omogenitate, structura etc.).

Tab.4.5. Abateri nominale maxime obținute la extrudarea la rece a pieselor cave din oțel

Diametrul exterior D, în mm	Abateri de la dimensiunile D, în mm		Abaterile de la dimensiunile d, în mm	
	Realizabil prin extrudare	Prin operații suplimentare	Realizabil prin extrudare	Prin operații suplimentare
Sub 10	±0,08	±0,05	±0,10	±0,05
10 ... 30	±0,10	±0,04	±0,10 ... ±0,20	±0,05 ... ±0,10
30 ... 40	±0,12	±0,07	±0,15 ... ±0,25	±0,10 ... ±0,15
40 ... 50	±0,15	±0,10	±0,20 ... ±0,25	±0,10 ... ±0,15
50 ... 60	±0,20	±0,12	±0,20 ... ±0,30	±0,12 ... ±0,20
60 ... 70	±0,22	±0,15	±0,20 ... ±0,30	±0,15 ... ±0,25
70 ... 80	±0,25	±0,17	±0,20 ... ±0,35	±0,15 ... ±0,25
80 ... 90	±0,30	±0,20	±0,25 ... ±0,40	±0,20 ... ±0,30
90 ... 100	±0,35	±0,22	±0,30 ... ±0,45	±0,25 ... ±0,35
Peste 100	±0,40	±0,25	±0,35 ... ±0,50	±0,30 ... ±0,40

Dimensiunea nominală h ₂ în mm	Abaterile dimensiunii h ₂ , în mm		Dimensiunea nominală S, în mm	Abaterile dimensiunii S, în mm	
	Realizabil prin extrudare	Prin operații suplimentare		Realizabil prin extrudare	Prin operații suplimentare
Sub 2	±0,15 ... ±0,20	±0,10	Sub 2	±0,10	±0,05
2 ... 10	±0,20 ... ±0,30	±0,15	2 ... 10	±0,15	±0,10
10 ... 15	±0,25 ... ±0,30	±0,20	10 ... 15	±0,20	±0,15
15 ... 25	±0,30 ... ±0,50				
25 ... 40	±0,40 ... ±0,50				

Tab. 4.6. Abateri nominale maxime obținute la extrudarea la rece a pieselor tubulare din oțel


Diametrul D, în mm	Abateră diametrului D, în mm		Abateră diametrului d, în mm		
	Realizabil prin extrudare	Prin operație suplimentară	Realizabil prin extrudare	Prin operație suplimentară	
sub 10	±0,05 ... ±0,10	±0,020	±0,05	±0,02	
10 ... 30	±0,05 ... ±0,10	±0,020	±0,05 ... ±0,07	±0,02 ... ±0,04	
30 ... 40	±0,08 ... ±0,15	±0,020	±0,08 ... ±0,10	±0,02 ... ±0,04	
40 ... 50	±0,10 ... ±0,20	±0,025	±0,10 ... ±0,12	±0,025 ... ±0,04	
50 ... 60	±0,12 ... ±0,20	±0,030	±0,12 ... ±0,14	±0,03 ... ±0,05	
60 ... 70	±0,15 ... ±0,20	±0,035	±0,15 ... ±0,18	±0,035 ... ±0,05	
70 ... 80	±0,18 ... ±0,25	±0,040	±0,18 ... ±0,20	±0,04 ... ±0,05	
80 ... 90	±0,20 ... ±0,30	±0,050	±0,20 ... ±0,24	±0,05 ... ±0,08	
90 ... 100	±0,25 ... ±0,35	±0,060	±0,25 ... ±0,30	±0,06 ... ±0,09	
100 ... 120	±0,30 ... ±0,40	±0,080	±0,30 ... ±0,40	±0,08 ... ±0,10	
120 ... 140	±0,40 ... ±0,50	±0,120	±0,40 ... ±0,50	±0,10 ... ±0,12	
Grosimea nominală a peretelui s, în mm	Abateră grosimii s, în mm		Grosimea fundului h2, în mm	Abateră grosimii fundului h2, în mm	
	Realizabil prin extrudare	Prin operații suplimentare		Realizabil prin extrudare	Prin operații suplimentare
Sub 0,5	±0,05 ... ±0,10	±0,020	Sub 2	±0,10 ... ±0,25	±0,10
0,5 ... 0,8	±0,05 ... ±0,10	±0,020	2 ... 10	±0,20 ... ±0,30	±0,12
0,8 ... 1,2	±0,07 ... ±0,15	±0,020	10 ... 15	±0,25 ... ±0,35	±0,15
1,2 ... 2,0	±0,10 ... ±0,15	±0,025	15 ... 25	±0,30 ... ±0,40	±0,20
2,0 ... 3,5	±0,12 ... ±0,15	±0,300	25 ... 40	±0,35 ... ±0,50	±0,25
3,5 ... 6,0	±0,15 ... ±0,25	±0,400	40 ... 50	±0,40 ... ±0,50	±0,30
6,0 ... 7,0	±0,15 ... ±0,25	±0,400	50 ... 70	±0,45 ... ±0,60	±0,35

Cel mai important avantaj al extrudării la rece, comparativ cu alte procedee, este economia de material și energie. În raport cu prelucrarea prin așchiere, aceasta economie este de 25 ... 60% iar în cazuri speciale până la 75% (fig.4.3).

În ceea ce privește stabilirea numărului minim de piese pentru care extrudarea este economică, nu există o regulă generală. Aceasta se stabilește de la caz la caz, în

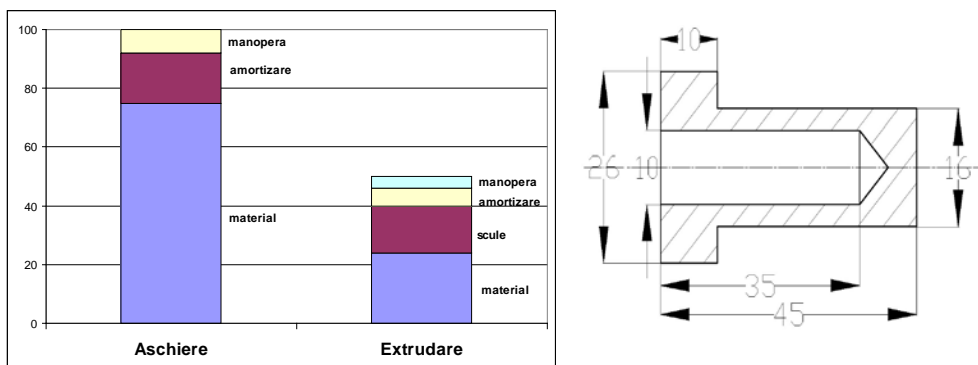


Fig. 4.3. Comparația cheltuielilor la obținerea unei piese prin aşchiere, respectiv prin extrudare
 funcție de economia de material, manoperă etc. Ca date orientative se pot lua în considerare indicațiile din tabelul 4.7.

Tab. 4.7. Recomandări privind tipul producției după masa pieselor

Nr. crt.	Greutatea piesei, g	Numărul minim de piese, buc.
1	1 ... 25	10000
2	25 ... 500	5000
3	500 ... 10000	3000
4	10000 ... 35000	15 ... 10000

4.3. Scule utilizate la deformarea plastică prin extrudare

4.3.1. Descrierea sculelor de deformare la extrudare

Sculele utilizate în practica prelucrării prin extrudare la rece sunt de diverse forme constructive, în funcție de tipul operației de extrudare și volumul producției pentru care sunt proiectate și realizate.

Astfel, pentru producția de serie mare și de masă se utilizează matrițe de mare durabilitate și productivitate, înzestrate cu dispozitive și mecanisme de alimentare automată și de evacuare a pieselor extrudate. Pentru producția de serie și serie mică se utilizează cu rezultate bune matrițe în construcție modulată.

Înlocuirea elementelor clasice cu elemente modulate, care pot fi reutilizate la realizarea de noi matrițe, asigură reducerea timpului de proiectare cu 35... 45 %, a manoperei de execuție cu circa 50... 55 % și a consumului de metal cu circa 30... 40 %.

La proiectarea matrițelor de extrudare, se va avea în vedere ca acestea să asigure executarea pieselor conform condițiilor tehnice pe care trebuie să le îndeplinească, să corespundă productivității cerute, să respecte regulile de securitatea muncii, să fie simple (ca execuție și montaj) etc.

Poansoanele și plăcile active sunt supuse la sarcini dinamice, de aceea este necesar să se utilizeze, pentru acestea, materiale cu duritate și tenacitate ridicată.

Se impune realizarea unei rigidități corespunzătoare a matrițelor pentru a asigura o precizie ridicată a pieselor extrudate. De asemenea geometria elementelor active va fi astfel aleasă încât să reducă la minim posibil încălzirea semifabricatului, deoarece căldura produsă în timpul extrudării ar duce la scăderea calităților de ungere a lubrifianților, ceea ce duce la o uzură prematură a elementelor active. Este necesară reducerea cât mai mult posibil a suprafeței de contact dintre semifabricat și elementele active ale matriței pentru a reduce frecarea și implicit forța de deformare.

Schema unei matrițe de extrudare la rece se prezintă în fig. 4.4.

Pachetul superior al matriței cuprinde poansonul a și placa de presiune b , legate de placa superioară, iar pachetul inferior, în care se afla placa activă c , mai cuprinde inelul de fretare d , contrapoansonul e , placă de presiune f , tijă de extracție a piesei g și aruncătorul piesei h (acționat de perna hidraulică sau pneumatică a presei), toate așezate pe placa de bază. Pentru asigurarea unei coaxialități corespunzătoare între poanson și placa de extrudare este necesar ca matrițele să fie prevăzute cu coloane de ghidare.

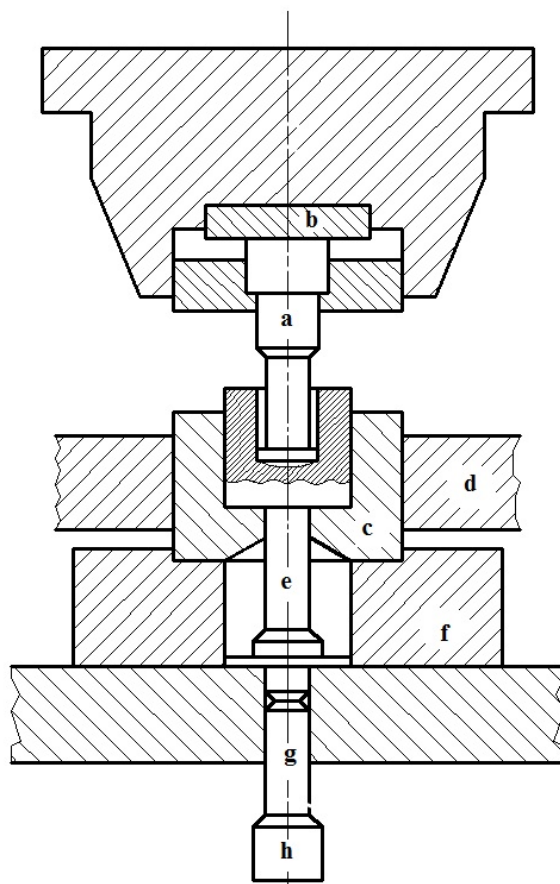


Fig.4.4. Construcția unei matrițe de extrudare

4.3.2. Construcția poansoanelor

Probleme care se pun la construcția poansoanelor pot fi împărțite în câteva grupe după cum urmează:

- a) Alegerea geometriei, variantelor constructive și a detaliilor pentru vârful poansonului;
- b) Alegerea unui material corespunzător atât din punct de vedere al rezistenței cât și al durabilității;
- c) Asigurarea unui control cât mai riguros al caracteristicilor mecanice a materialului poansoanelor.

Poansoanele pentru extrudare la rece sunt încărcate în general până la 160... 200 daN/mm², peste aceste valori pot apare fisuri sau chiar rupturi. Elementele constructive ale poansoanelor pentru extrudare sunt: vârful 1, tija 2, partea de centrare 3, umărul 4, capul de centrare 5, dornul 6, unghiul frontal 7, zona activă 8, degajarea 9, unghiul de degajare 10, raza de vârf 11 și porțiunea frontală 12 (fig.4.4).

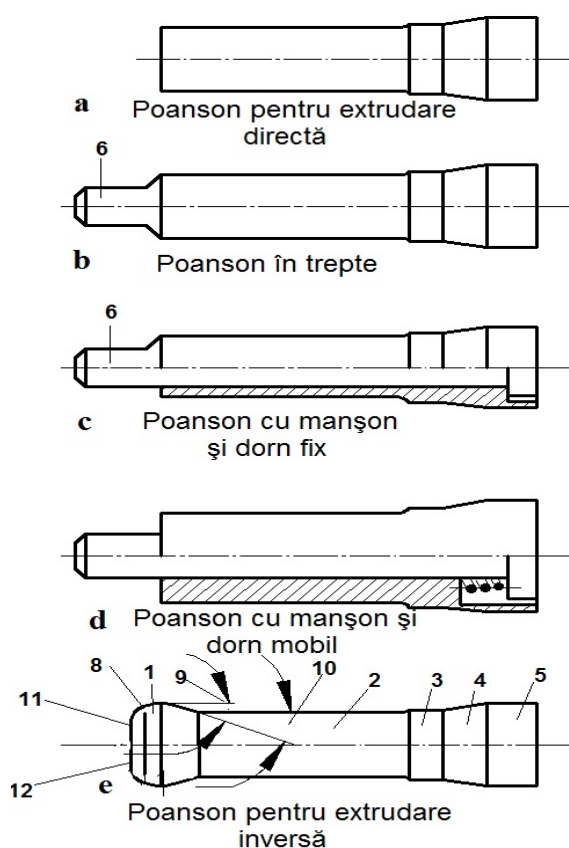
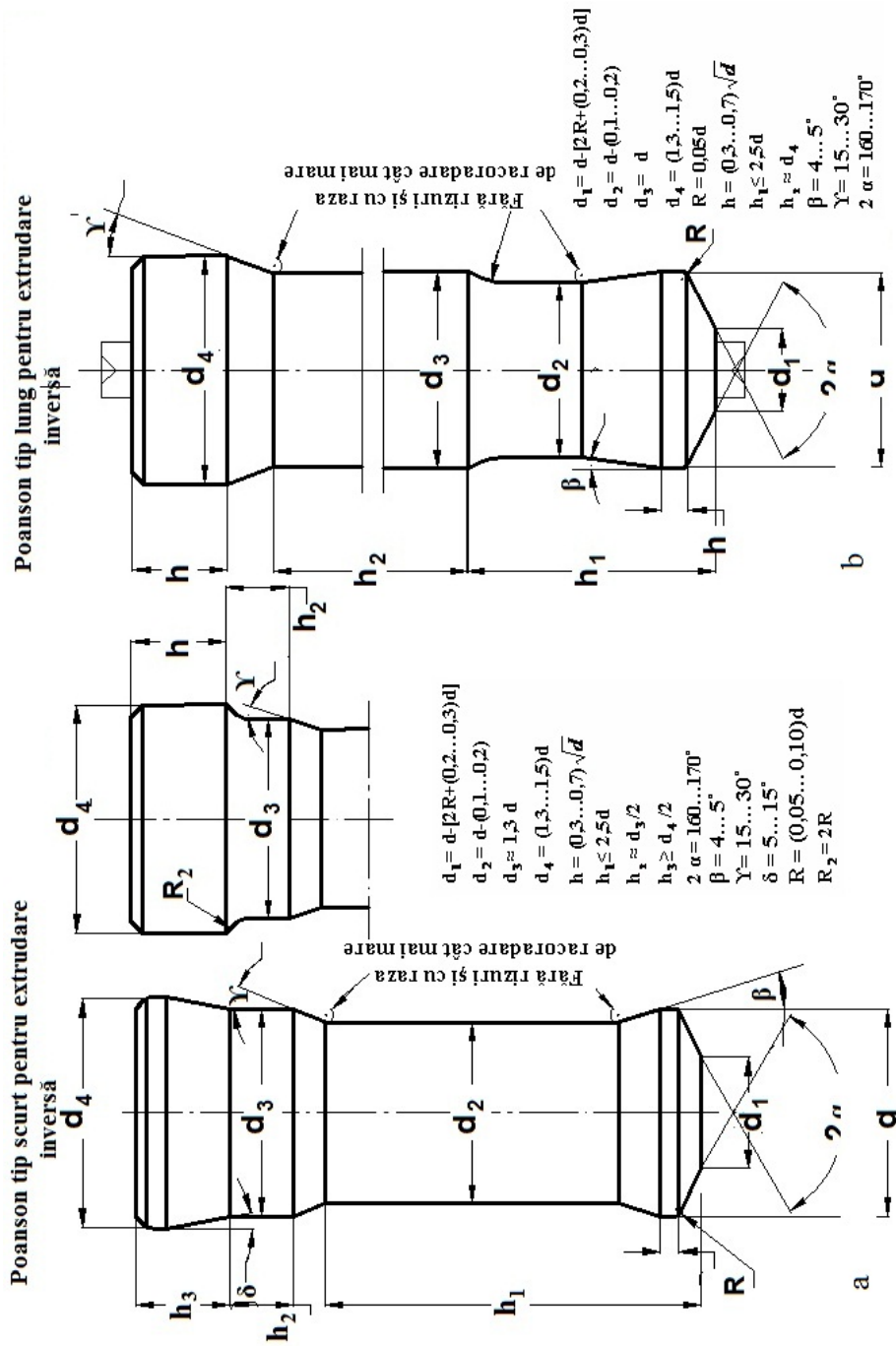


Fig.4.4. Tipuri de poansoane utilizate pentru extrudarea la rece

Geometria poansoanelor pentru extrudarea directă este mai simplă comparativ cu poansoanele pentru extrudarea inversă, dar există o serie de caracteristici comune, așa cum rezultă din fig.4.5.



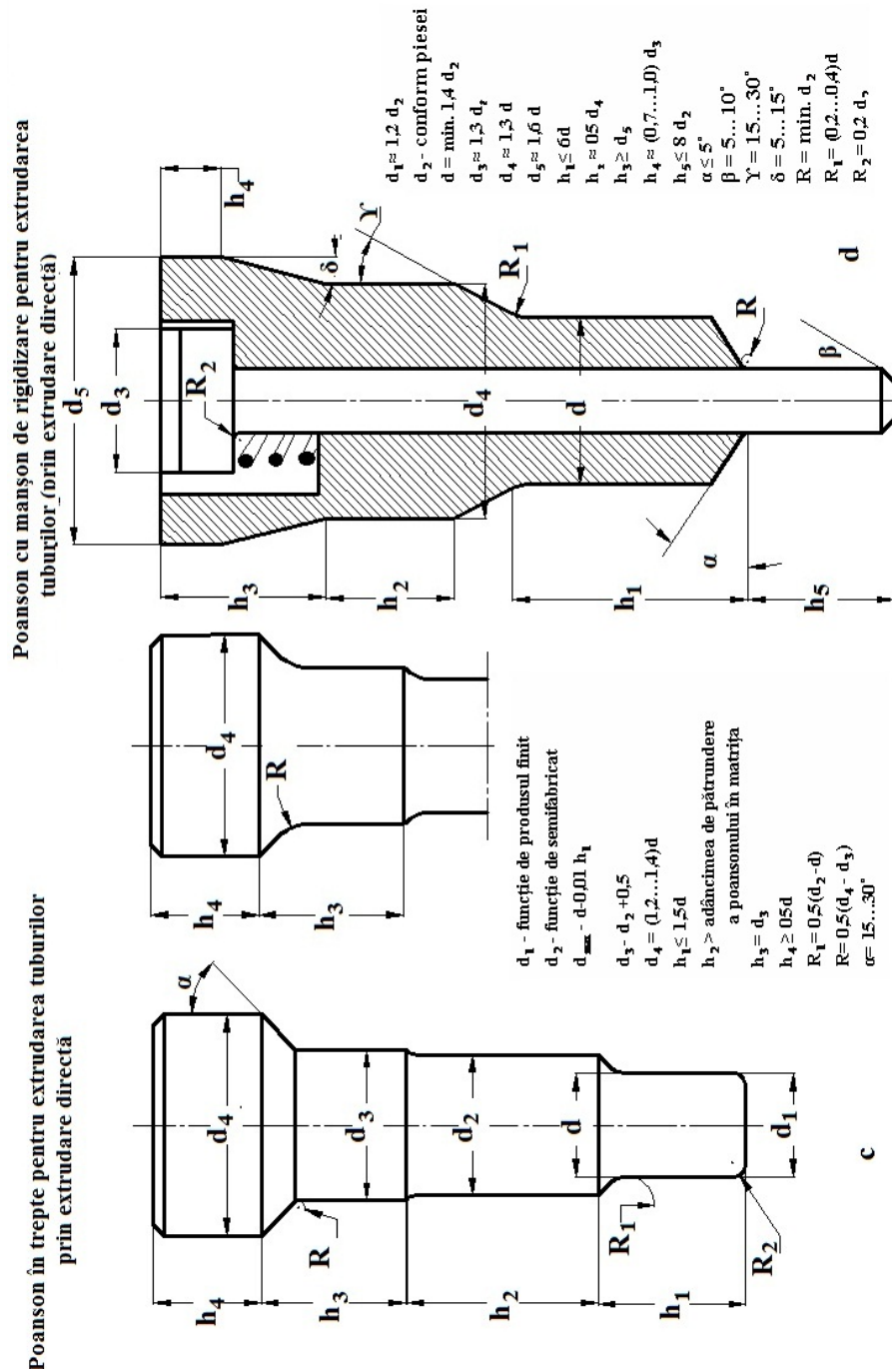


Fig.4.5. Geometria poansonelor utilizate pentru extrudarea la rece [1]

Geometria poansoanelor pentru extrudare inversă este mai complexă, iar configurația vârfului poansonului prezintă importanță mare și depinde de calitatea materialului care se extrudează, de adâncimea de pătrundere, de cantitatea și calitatea lubrifianului etc.

La extrudarea combinată geometria poansoanelor este aproape identică cu cele de la extrudarea inversă și sunt supuse la aceleași solicitări.

Pentru extrudarea pieselor tubulare se folosesc următoarele tipuri de poansoane:

- a) poansoane dintr-o singură bucată, atunci când piesele au pereți subțiri, iar raportul h_1/d_1 este mai mic de 1,5 (fig.4.5. a, b);
- b) poansoanele cu dorn fix, pentru cazul în care diametrul dornului poate avea conicitate (atunci când piesa permite), pentru a ușura extragerea piesei de pe poanson (fig.4.5 c);
- c) poansoane cu dorn mobil, la care dornul poate să se deplaseze în direcția de extrudare, ca rezultat al frecării dintre dorn și piesa reducând solicitarea la întindere a dornului (fig.4.5 d)

Unghiul de degajare din spatele vârfului poansonului este de 3... 10°, iar pentru o alunecare mai bună a piesei la extragerea de pe poanson este bine să se aplice o dublă rotunjire.

Volumul de lubrifian care vine în contact cu vârful poansonului poate fi dozat, prevăzând un unghi mic la vârful poansonului. Acest unghi poate varia în limite largi în funcție de materialul piesei, importanța operației și forma piesei.

Astfel, pentru oțelul OLC 10X, unghiul este de 5° și poate ajunge la 10° pentru oțelurile aliate, iar pentru aluminiu și aliajele sale, variază de la 1.. 2°.

Pentru adâncimi mai mari de pătrundere, unde menținerea peliculei de lubrifiant este mai dificilă, se prevede o porțiune plată pe fața frontală a vârfului poansonului.

Diametrul porțiunii plate trebuie să fie cca 35% din diametrul nominal.

Rugozitatea suprafeței poansonului (a zonei active) este un factor important, ea se recomandă să fie $R_a \leq 0.8\mu\text{m}$. Toate urmele lăsate de scule sau de discul abraziv trebuie să fie eliminate. Se recomandă superfinisarea cu pastă abrazivă în sensul de curgere al metalului.

Alegerea materialului pentru poansoane este o problemă complexă și se vor lua în considerare următorii factori:

- mărimea solicitărilor, forma constructivă, secțiunea transversală, raportul lungime/diametru, tendința de flambaj;
- tenacitatea și reziliența la oboseală, lubrifierea, calitatea suprafeței piesei extrudate, toleranțele dimensiunilor de execuție și tipul utilajului pentru deformare;
- prețul de cost al materialului și al execuției;
- prelucrabilitatea și tratamentul termic al poansoanelor.

Pentru execuția poansoanelor se recomandă trei grupe mai importante de oțeluri și aliaje dure.

Prima grupă cuprinde oțelurile cu 8-12% Cr, dintre aceste oțeluri cele mai reprezentative sunt:

- oțelul D2 (AISI) cu 1,5% C; 12% Cr; 0,9% Mo; 0,6% Co și 0,8% V, similar cu oțelul DIN 12601 W;
- oțelul VASCO conținând 0,82% C; 1% Si; 7,75% Cr; 2,5% V; 1,55% Mo.

Reziliența cea mai mare se obține la aceste oțeluri la o duritate de 63 HRC.

Oțelul VASCO prezintă o reziliență cu cca 20% mai mare decât oțelul rapid S.6-5-2 (W 1.33.43). Totuși rezistența la încovoiere, uzura și temperatura pentru aceste două oțeluri sunt mai mici. Aceste oțeluri sunt indicate pentru elementele active la care rezistența la fisurare este mai importantă decât uzura.

A doua grupă cuprinde oțelurile rapide. Oțelurile rapide M2 (W3343), M42 (W3247), M4 (W3344) și W3355 sunt preferate deoarece sunt superioare oțelurilor cu Cr. Având o rezistență la compresiune și la uzura mare, pentru extrudare inversă. Cu rezultate bune se recomandă a fi folosit și oțelul rapid marca Rp3, dar mai ales Rp5.

Tab.4.8. Compoziția chimică a oțelurilor rapide și înalt aliate uzuale

Simbolul oțelului		Compoziția chimică, in %							
AISI	VDI	C	Si	Mn	Cr	Mo	V	W	Co
M2	3343	0,78 – 0,86	0,40	0,40	4,50	5,20	2,00	6,70	-
M4	3344	1,30	0,30	0,30	4,00	4,50	4,00	5,50	-
M15	-	1,50	0,30	0,30	4,00	3,50	5,00	6,50	5,00
M42	-	1,10	0,30	0,30	3,75	9,50	1,15	1,50	8,00
D3	-	2,25	-	-	12	-	-	-	-
T1	3355	0,70 – 0,78	0,40	0,40	4,50	-	1,20	18,50	-

Dintre oțelurile rapide, cele pe bază de molibden sunt preferate celor cu conținut ridicat de wolfram. Ele prezintă însă tenacitate scăzută și neomogenitate în repartizarea volumică a carburilor.

A treia grupă o constituie carburile metalice. Dintre acestea se recomandă calitățile G2... G6 care posedă o rezistență foarte bună la uzură, dar prezintă rezistența scăzută la încovoiere și reziliență.

Tratamentul termic pentru poansoane are un rol important în obținerea unei calități corespunzătoare. Structura poansonului călit și revenit în condiții optime este formată dintr-o masă de martensită aciculară fină, în care sunt distribuite în mod uniform carburi fine.

Rezistența la uzură a oțelurilor folosite în construcția poansoanelor depinde pe de o parte de duritate, distribuția carburilor și tenacitatea structurii de bază, iar pe de altă parte de cantitatea, mărimea carburilor și duritatea acestora. În mod obișnuit, pentru a nu scădea fragilitatea sculelor de presare nu se depășește duritatea de 62 HRC. Dacă se folosesc montaje și utilaje cu rigiditate mărită, duritatea sculelor de extrudare poate fi mărită și peste 62 HRC.

Pentru a mări rezistența la uzură a elementelor active din oțeluri rapide, acestea se supun carbonitrurării, cianizării, nitrurării sau nitrurării ionice. Tenacitatea ridicată a oțelurilor rapide este de asemenea o premisă hotărâtoare pentru utilizarea acestora în construcția elementelor active pentru extrudarea la rece. Rezultate practice au demonstrat că, pentru asigurarea unor proprietăți de tenacitate corespunzătoare, tratamentul termic are un rol hotărâtor. Temperatura de călire și timpul de menținere au o influență mare asupra tenacității oțelului călit. Astfel, cu mărirea temperaturii și a timpului de menținere la temperatura de austenitizare, proprietățile de tenacitate scad. Pentru a preîntâmpina acest efect nedorit, se recomandă ca temperatura de austenitizare să fie minimă, concomitent cu mărirea timpului de menținere, fără însă ca mărimea de grăunte rezultată să depășească 12... 14 în scara etalon Snyder-Graff.

Rezistența la compresiune este de asemenea o caracteristică mecanică hotărâtoare pentru elementele active de deformare. Această rezistență a oțelurilor rapide este de același ordin de mărime cu a oțelurilor cu 12 % Cr. Totuși, datorită tenacității mai ridicate a oțelurilor rapide și datorită distribuției mai uniforme a carburilor în secțiunile mari, oțelurile rapide sunt preferate oțelurilor ledeburitice cu 12 % Cr. Oțelul în stare de livrare, destinat construcției poansoanelor, trebuie să aibă o distribuție a

carburilor cât mai uniformă, o granulație cât mai fină, incluziunile nemetalice să fie uniform distribuite și de punctaj maxim 2,5. Alegerea diametrului barei poate să influențeze calitatea poansonului. Cu cât este mai mare diametrul barei, cu atât este mai probabil ca în zona centrală să apară segregatii, zona supusă efortului maxim. Foarte important este să se înlăture de pe suprafața exterioară a barei toate defectele. Pentru mărirea rezistenței la rupere și la oboseală precum și a rezilienței și rezistenței la încovoiere se recomandă pentru oțelurile aliate să se aplice un tratament termomecanic.

4.3.3. Construcția plăcilor active

Plăcile active pentru extrudare la rece trebuie să asigure geometria, respectiv precizia dimensională a pieselor și să fie rezistente la solicitări foarte mari în procesul deformării materialului. Problemele care se pun la proiectarea plăcilor active de extrudare sunt:

a) determinarea presiunii, respectiv a tensiunilor;

b) stabilirea configurației ansamblului și a geometriei zonei active; alegerea materialului plăcii active, alegere care să țină seama de caracteristicile de rezistență, uzură și aspecte economice.

Pentru extrudarea directă, placa este mai solicitată, astfel încât trecerile de secțiune de la diametrul D la D^1 trebuie să se facă prin conicitate adecvată și racordări cu raze cât mai mari (fig. 4.6)

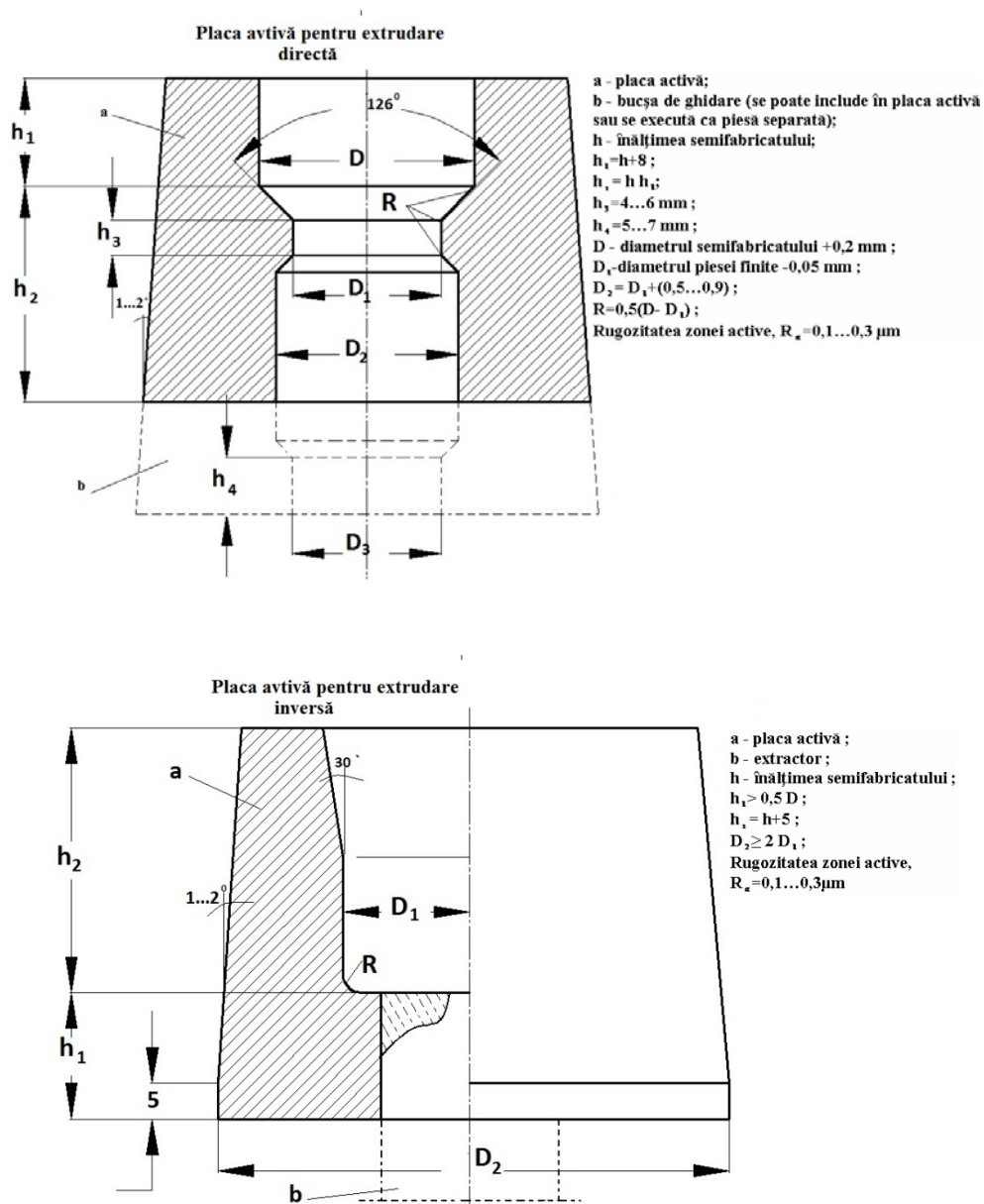


Fig.4.6. Geometria plăcilor active utilizate pentru extrudarea la rece [1]

În timpul deformării semifabricatului ia naștere în locașul plăcii active o presiune, p care acționează pe toată suprafața interioară. Aceasta generează o tensiune radială, de compresiune σ_r și o tensiune de întindere tangențială

σ_t ; ambele tensiuni au valoarea maximă pe pereții interiori ai plăcii active (fig.4.7), iar spre exterior valoarea lor scade.

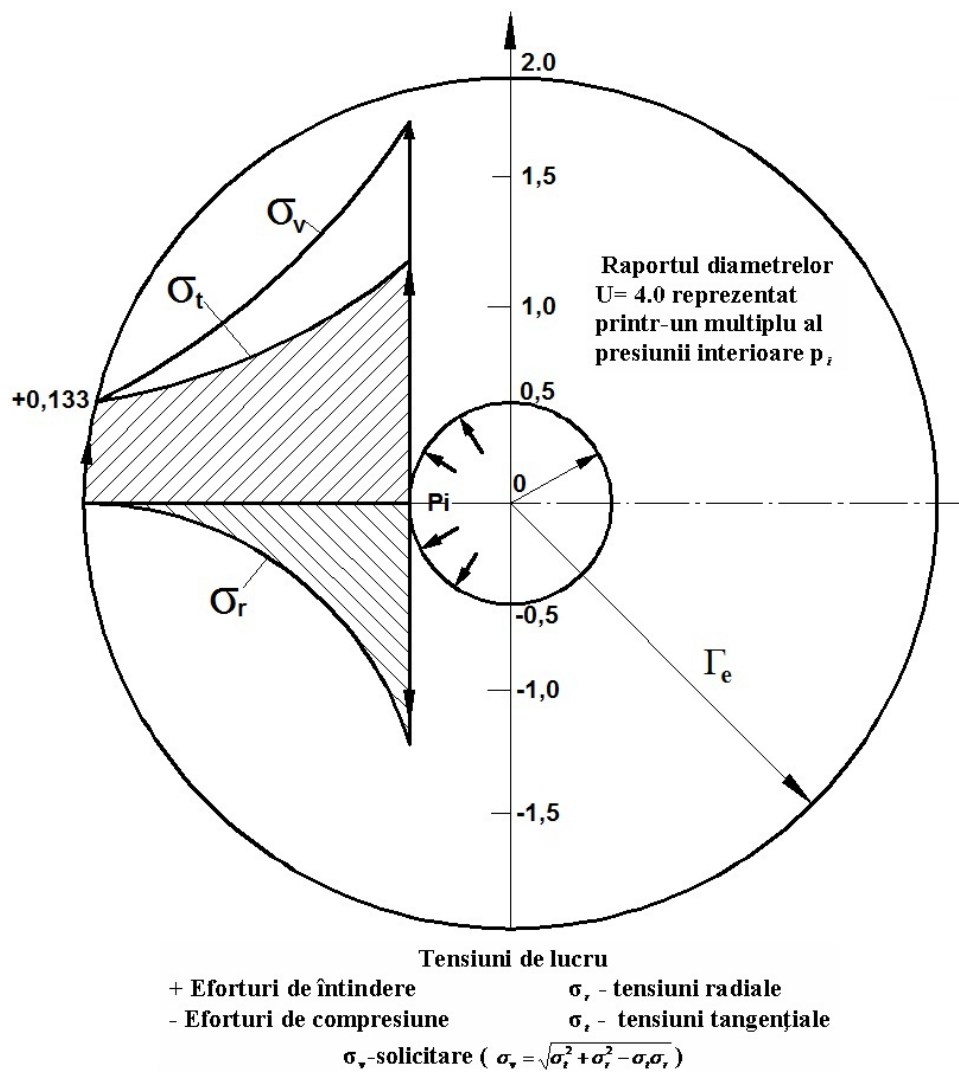


Fig.4.7. Repartizarea tensiunilor interne la o placă activă simplă (monobloc)

Aceste două tensiuni se suprapun în acțiunea lor, formând o tensiune rezultantă σ_v , care soliciță corpul plăcii active în diferite puncte, ca o tensiune de întindere. Calculul tensiunilor se face pe baza legilor din teoria

elasticității, valabile pentru corpurile goale cu pereți groși, supuse la presiune.

Valorile lui σ_r și σ_t , se pot determina cu relațiile:

$$\sigma_r = p \cdot \frac{1}{a^2 - 1} \cdot \left(1 - \frac{r_e^2}{r^2} \right) \quad (4.1)$$

$$\sigma_t = p \cdot \frac{1}{a^2 - 1} \cdot \left(1 + \frac{r_e^2}{r^2} \right) \quad (4.2)$$

unde a reprezintă raportul $a = \frac{r_e}{r_i}$ (fig.4.7)

Valoarea tensiunii rezultate σ_v se determină din relația următoare, având la baza ipoteza lucrului mecanic de deformare:

$$\sigma_v = \sqrt{\sigma_r^2 + \sigma_t^2 - \sigma_r \cdot \sigma_t} \quad (4.3)$$

Din fig. 4.7 rezultă că variația tensiunii σ_v este maximă pe suprafața interioară a plăcii, având o valoare de 1,85 ori mai mare decât cea a presiunii interioare. Dacă presiunea p în suprafața locașului plăcii active atinge valoarea 100 daN/mm^2 , atunci materialul plăcii este solicitat cu $\sigma = 185 \text{ daN/mm}^2$.

Placa este solicitată puternic numai pe suprafața zonei active și în zona apropiată de aceasta, iar părțile dinspre exteriorul corpului plăcii sunt solicitate foarte puțin. De aceea, într-o asemenea placă simplă pot apare fisuri la o presiune interioară relativ mică.

Așa cum rezultă din figura 4.7, solicitarea plăcii scade foarte mult spre exterior (dacă diametrul exterior al unei plăci active este de 4 ori mai mare decât locașul plăcii atunci solicitarea plăcii active în suprafața locașului nu scade mai mult de 5%). Prin urmare este neeconomic ca la plăcile active

simple, nearmate, să se execute diametrul exterior mai mare decât de 4 ori diametrul locașului.

Pe de altă parte, diametrul exterior nu ar trebui să fie mai mic decât valoarea triplă a diametrului locașului, deoarece la o micșorare în continuare a diametrului exterior, solicitarea pe suprafața zonei active a plăcii crește brusc.

Reducerea tensiunii maxime pe suprafața zonei active din placă nu se poate realiza decât prin aplicarea unei pretensiuni tangențiale de comprimare, realizabila prin fretarea unei mantale exterioare groase, peste placa activă relativ subțire, astfel ca pretensiunea acționează în sens contrar tensiunii tangențiale de întindere create de presiunea de extrudare.

Dacă tensiunile care apar în domeniul admisibil, sunt mai mici decât limita de curgere a materialului plăcii active, atunci dilatarea sau contracția se face după legea lui Hooke și deformația poate fi calculată cu relația:

$\varepsilon = \frac{\Delta d}{d} = \frac{\sigma}{E}$, de unde rezultă $\Delta d = \frac{\sigma}{E} \cdot d$. Conform ipotezei de dilatare, respectiv contracție, relația devine:

$$\Delta d = \frac{d}{E} \left(\sigma_t - \frac{1}{m} \cdot \sigma_r \right), \text{ [mm]} \quad (4.4)$$

în care:

E - modulul de elasticitate, în daN/mm²

σ_t - efort de întindere tangențială, în daN/mm²

σ_r - efort de compresiune radială, în daN/mm²

d - diametrul locașului din placa activă, în mm;

m - coeficient de majorare a efortului de compresiune ($m \approx 0.3$).

În fig. 4.8 sunt date tipurile și denumirea elementelor constructive pentru plăci active fretate.

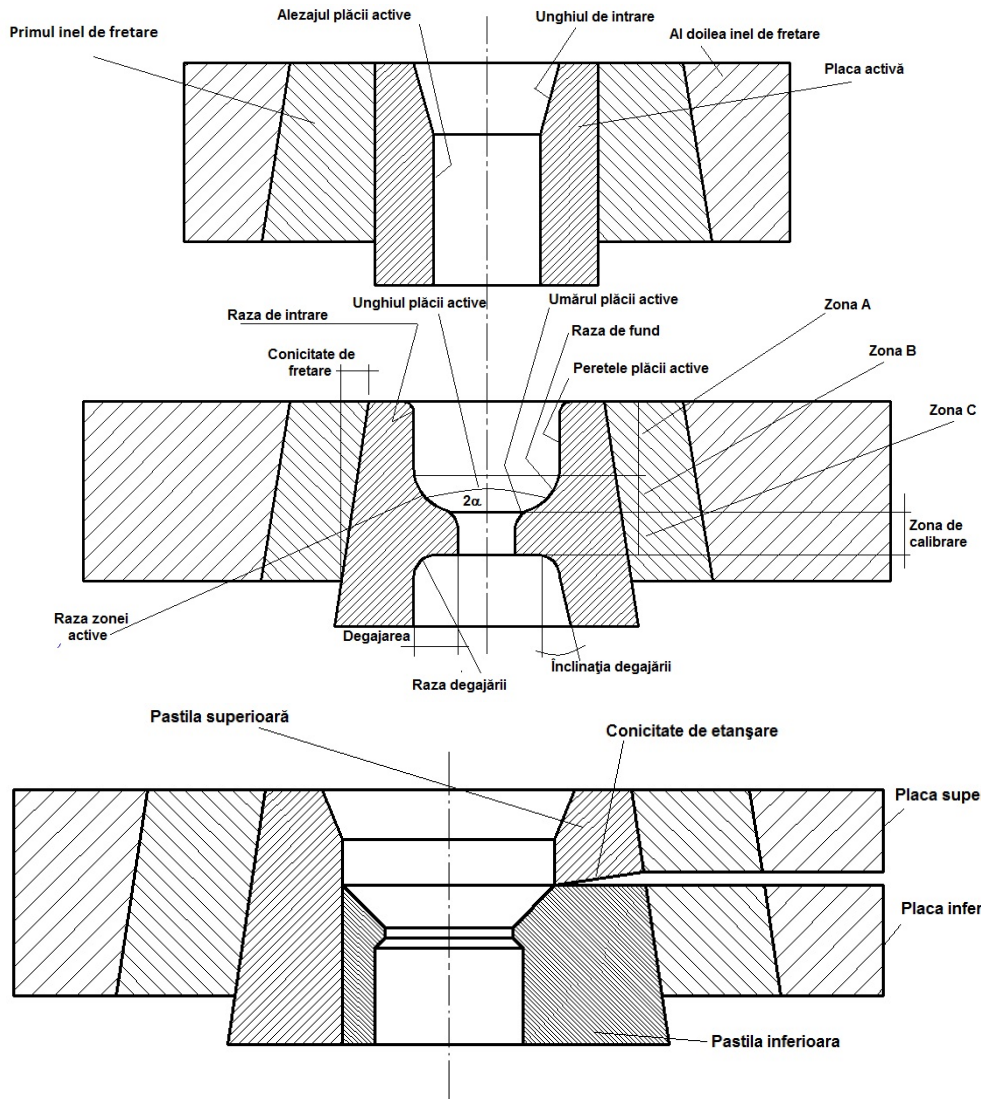
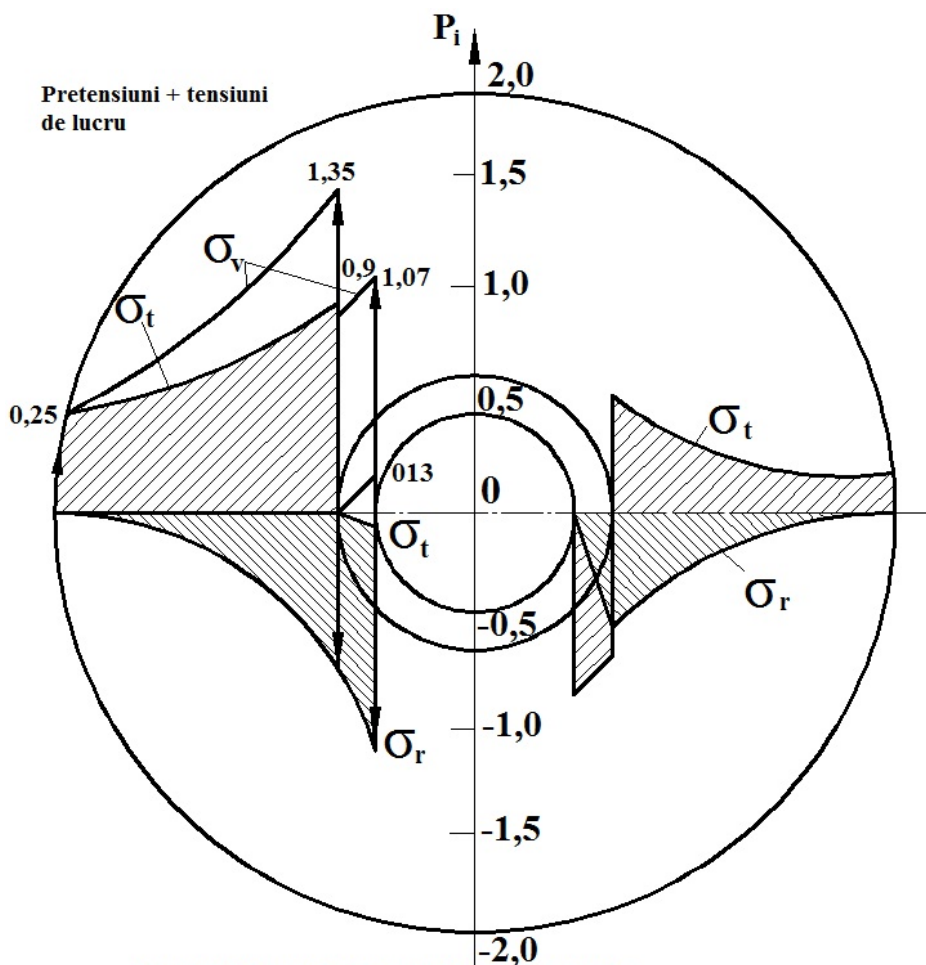


Fig.4.8. Tipuri și elemente constructive pentru plăci active fretate

Repartiția tensiunilor σ_r , σ_t și σ_v și a pretensiunilor în cazul unei plăci active armate simplu, este prezentată în fig.4.9. Partea dreaptă a fig.4.9 arată raporturile de tensiuni ale plăcii active armate în stare neîncărcată, adică înaintea aplicării presiunii de deformare; în partea stângă este prezentat modul în care la aplicarea întregii presiunii de deformare se suprapun

pretensiunile și tensiunile de lucru. Se observă că tensiunile tangențiale în placă dispar aproape în întregime; acestea s-au deplasat în inelul plăcii active. Prin aceasta, solicitarea reală a plăcii se reduce în peretele locașului de la valoarea $1,87 p$ la valoarea $1,07 p$.



Raportul de pretensionare $a=1,0$ reprezentat ca multiplu al presiunii specifice interioare P_i

Fig.4.9. Repartiția tensiunilor într-o placă activă simplu armată

În schimb, în această situație inelul plăcii trebuie să preia o solicitare considerabil mai mare; aceasta se încarcă la suprafața de contact dintre placă și inelul exterior cu o valoare de $1,35 p$.

Dacă această încărcare de vârf a inelului de fretare va fi mai mare decât limita de curgere (σ_c), atunci inelul se poate rupe sau își mărește dimensiunile peste limita de elasticitate; în acest caz, placa activă va fi suprasolicitată și se va fisura. Pentru eliminarea acestui neajuns, inelul de fretare se poate subdiviza încă o dată într-un inel exterior și o bușă interioară care se fretează în inelul exterior.

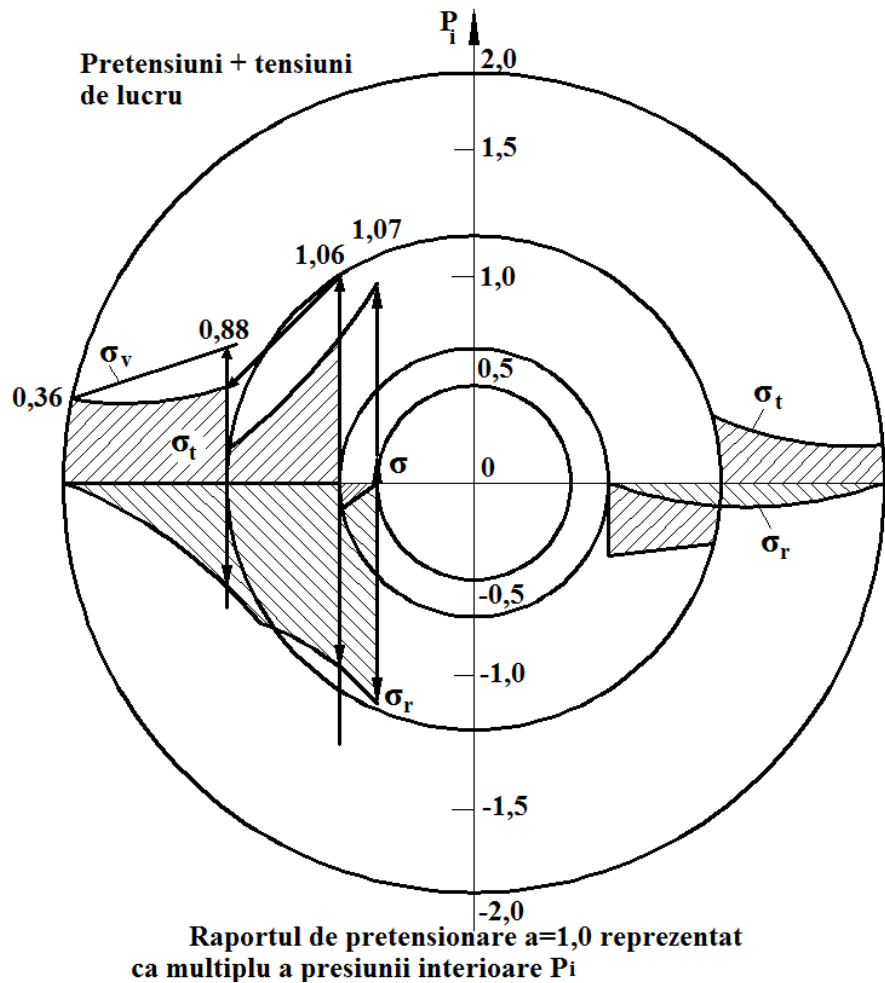


Fig.4.10. Repartiția tensiunilor într-o placă activă cu un inel de fretare subdivizat

După cum rezultă din fig. 4.10 prin dublă armare se reduce considerabil maximul solicitării pentru placa activă și astfel se poate repartiza mai uniform solicitarea pe întreaga secțiune transversală a plăcii.

Plăcile simple, narmate, pot fi încărcate în cel mai favorabil caz cu o presiune interioară de cca 90 daN/mm². La plăcile active simplu armate această presiune poate fi majorată la cca 160 daN/mm², iar la plăcile dublu armate poate să ajungă la cca 200 daN/mm². În baza unor date practice s-au stabilit anumite valori ale diametrelor inelelor de fretare și a diametrului exterior față de diametrul interior al plăcii active D . Între acestea este indicat să existe rapoartele: $D \cdot n : D \cdot n^2 : D \cdot n^3$, unde

D este diametrul interior al plăcii; $n = 1,6 \dots 1,7$ pentru oțeluri ușor extrudabile; $n = 2$ pentru oțeluri aliate și oțeluri greu extrudabile.

Pentru armare se poate crește considerabil rezistența plăcilor active, astfel încât se pot evita în mare măsură ruperile prin suprasolicitare sub formă de fisuri longitudinale ale zonei active, totuși pot apare rupturi sau fisuri datorită oboselii după realizarea unui număr mai mare de piese.

Metodele de calcul prezentate mai sus pentru fretarea plăcilor active sunt valabile din punct de vedere teoretic pentru cazul unei plăci infinit lungi, la care întregul alezaj interior este supus la o presiune relativ uniformă.

În realitate însă, plăcile active au înălțimi relativ mici, care de regulă sunt supuse presiunii interioare numai într-o anumită regiune-zonă de presiune. Numai aceste zone de presiune pot explica cauzele fisurilor și ruperilor transversale.

Fig. 4.11 prezintă o placă activă având $H = 2d$ și cu o zonă de presiune egală ca înălțime cu diametrul interior așezată simetric pe înălțimea plăcii.

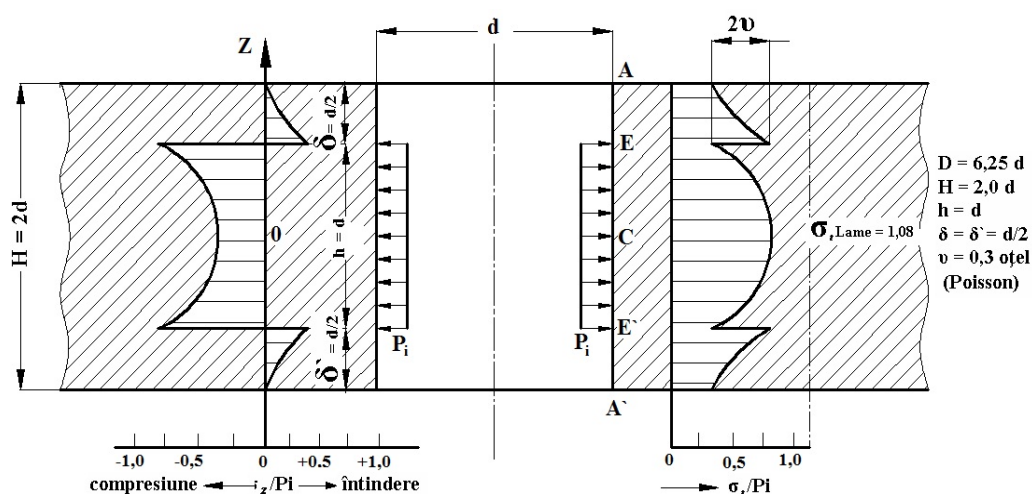


Fig.4.11. Solicitarea reală într-o placă activă pentru extrudare

Influența regiunilor nesolicitate δ și δ' conduce la un efort tangențial σ_t , care variază în direcția longitudinală așa cum se vede în diagrama din dreptul fig.4.11.

În centrul zonei de presiune C , efortul tangențial de întindere are valoarea $\sigma_t = 0,72 p$, scăzând spre margini până la valoarea $0,2 p$, iar în vecinătatea acestui punct, efortul tangențial crește brusc la valoarea de $0,8 p$, ca apoi să scadă continuu până la valoarea de $0,1 p$.

La plăcile solicitate astfel, efortul tangențial maxim este în punctul E , iar diagrama din partea stângă a figurii, arată variația efortului axial σ_z .

Zona de presiune este solicitată de efortul axial de compresiune, dar în punctele E și E' își schimbă sensul, devenind eforturi de întindere cu o valoare maximă de cca $0,4 p$.

Această diagramă confirmă datele practice, adică apariția unor fisuri longitudinale la plăcile active cu prestrângere și cu zone nesolicitate δ și δ' datorate unei solicitări tangențiale la întindere σ_t excesive, iar atunci când

presiunea de extrudare p este mare, apar fisuri transversale care pornesc din punctele E și E'.

Fenomenele prezentate mai sus sunt foarte frecvente la plăcile active din carburi metalice, care sunt sensibile la un efort axial de întindere.

5. PROIECTAREA TEHNOLOGIEI DE EXTRUDARE - EXEMPLU DE CALCUL

5.1. Stabilirea succesiunii operațiilor

Determinarea elementelor tehnologice. Pe baza desenului de execuție al piesei se pot determina elementele tehnologice necesare elaborării unui proces de extrudare la rece și anume: volumul semifabricatului, forma și dimensiunile semifabricatului inițial, numărul de operații de deformare și succesiunea operațiilor.

Determinarea volumului semifabricatului. Pentru determinarea volumului semifabricatului la extrudarea la rece se aplică legea constantei volumului. În cazul formelor mai complexe, se aplică teorema lui Guldin-Pappus pentru corpurile cu suprafețe de revoluție.

Forma și dimensiunile semifabricatului extrudate. În acest scop se pot face următoarele recomandări:

- pentru piese pline, dacă înălțimea este mare, se vor folosi bare, independent de raportul înălțime/diametru al piesei extrudate; dacă înălțimea este mică se vor utiliza bare sau pastile brute stanțate din foi sau benzi, indiferent de raportul înălțime/diametru;
- pentru piesele cilindrice, când înălțimea este mare, pereții subțiri și diametrele mari, se vor folosi semifabricatele stanțate din materiale în foi de tablă sau benzi; când au înălțimi și diametre mici se vor utiliza bare indiferent de grosimea pereților;

- în cazul unor forme speciale se vor utiliza semifabricate cave, tuburi etc.;
- în general, trebuie ca forma și dimensiunile semifabricatului să fie cât mai apropiate de cele ale piesei finale.

Numărul de operații. După ce s-a determinat volumul, forma și dimensiunile semifabricatului inițial, se stabilește succesiunea operațiilor și numărul lor. La stabilirea numărului de operații se va lua în considerare deformarea principală totală admisibilă.

Acest calcul se exprimă logaritmice, respectiv prin deformarea reală principală φ_g .

Problema cea mai importantă este dacă deformarea totală trebuie efectuată într-o operație sau în mai multe. Într-o singură operație nu se poate efectua decât o deformare maximă limitată, a cărei mărime depinde de piesa extrudată, de caracteristicile metalului extrudat și de utilaj.

În tabelul 5.1 se dau, pentru diferitele materiale, deformările maxime care se pot realiza într-o singură operație de deformare.

Sucesiunea operațiilor constituie faza cea mai importantă în conceperea unei tehnologii de prelucrare prin extrudare la rece. Pe baza acesteia, există posibilitatea ca încă din faza de concepție să fie realizat un calcul al eficienței economice. Deci, din această fază, se poate constata dacă procedeul de prelucrare prin extrudare la rece este eficient din punct de vedere economic, sau dacă este oportună aplicarea altui procedeu de prelucrare.

Tab.5.1. Limitele maxime ale deformării prin extrudare la rece într-o singură operație

Material	Limite maxime ale deformării	
	Deformarea specifică convențională	Deformarea reală principală φ_g
Al 99,5 AlMgSi (recopt)	Pentru secțiune $\varepsilon_A = \frac{A_0 - A_1}{A_0} = 95...99\%$	$\varphi_A = \ln \frac{A_0}{A_1} = 250...460\%$
	Pentru grosimea pereților $\varepsilon_S = \frac{S_0 - S_1}{S_0} = 90...95\%$	$\varphi_S = \ln \frac{S_0}{S_1} = 230...300\%$
AlCuMg AlMnCu Oțel C < 0,10%	$\varepsilon_A = 90...95\%$ $\varepsilon_S = 80...90\%$	$\varphi_A = 230...300\%$ $\varphi_S = 160...230\%$
Am 63 Oțel C ≤ 0,80%	$\varepsilon_A = 75...80\%$ $\varepsilon_S = 70...75\%$	$\varphi_A = 140...190\%$ $\varphi_S = 120...140\%$

Prezentul exemplu își propune să realizeze tehnologia pentru obținerea unei bușe cardanice (fig.5.1).

În prima fază de elaborare a planului de operații, pe baza desenului piesei finite, se trece la întocmirea desenului piesei extrudate (fig.5.2) la care trebuie să se țină seama de prelucrările ulterioare (lăsând adaosuri de prelucrare).

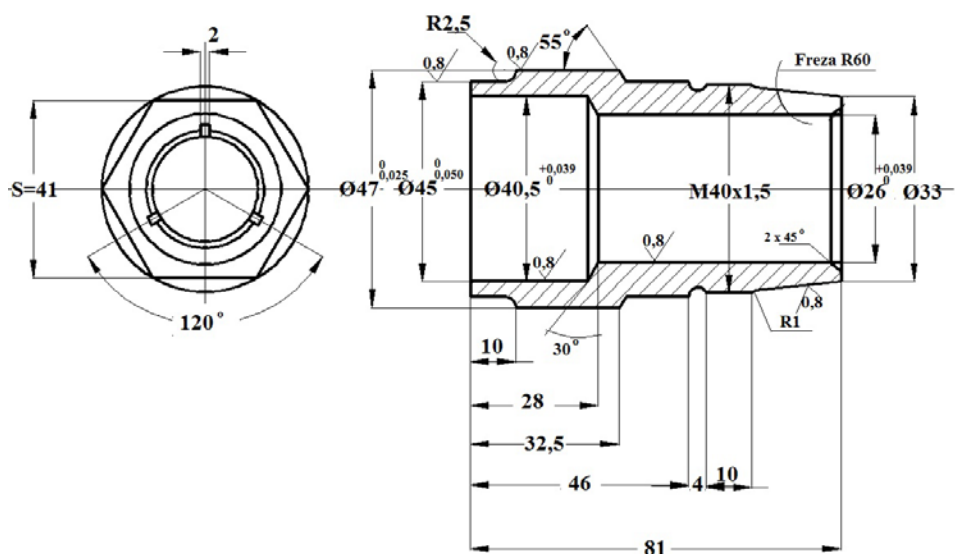


Fig. 5.1. Desenul produsului finit (bucșă cardanică)

Pentru piesele din oțel, nu se recomandă că grosimea peretelui rezultat în urma extrudării să fie sub 5 mm, iar la piesele din aluminiu, sub 0,20 mm.

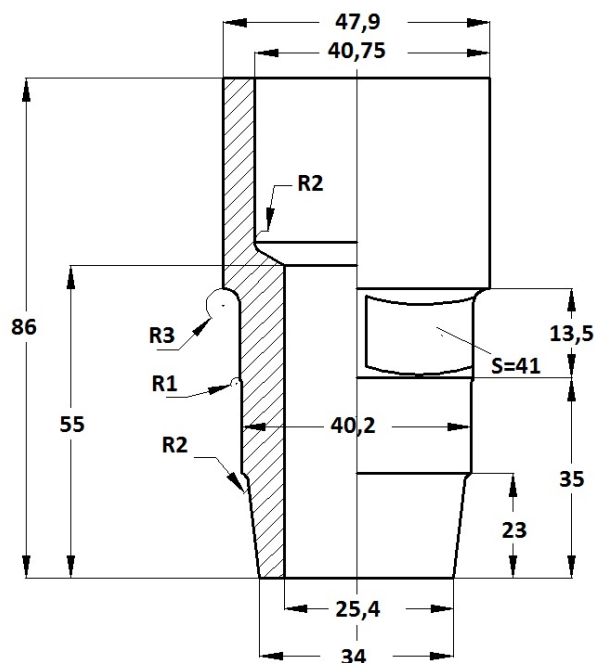
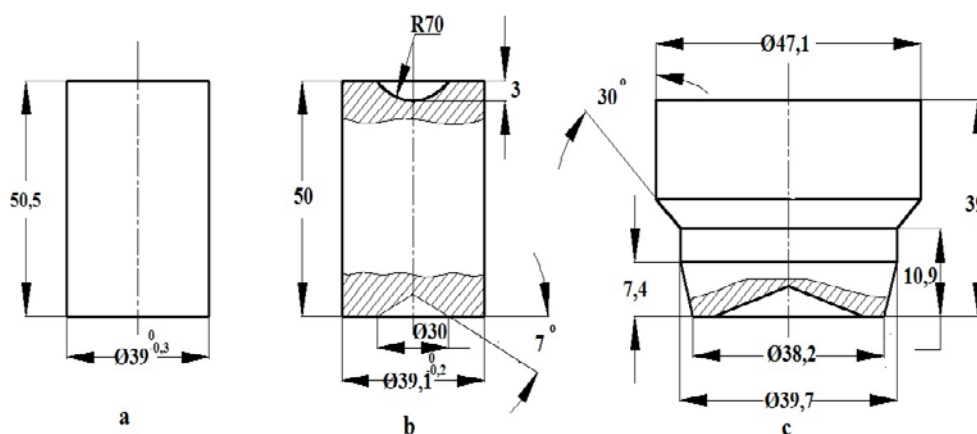
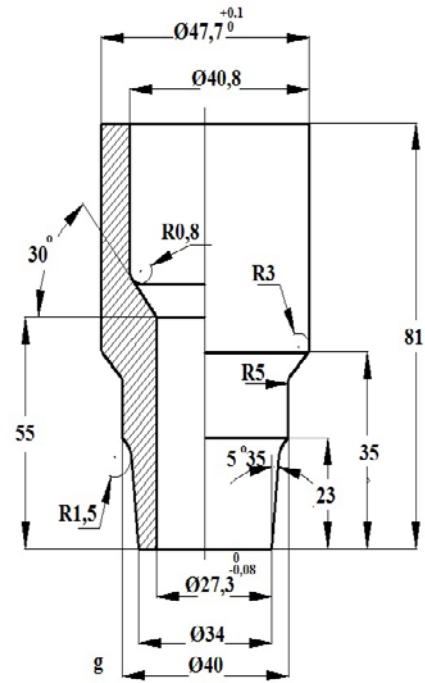
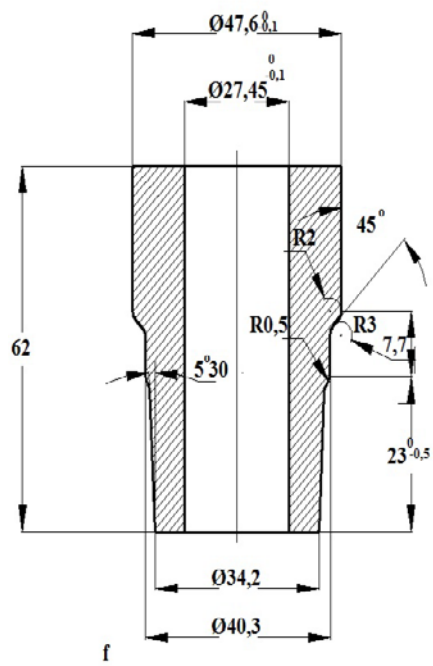
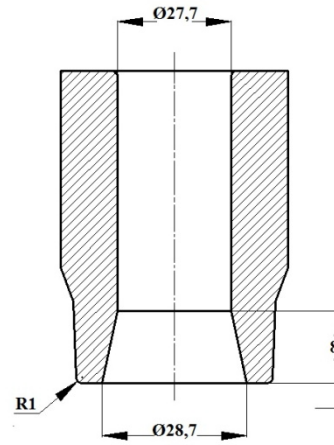
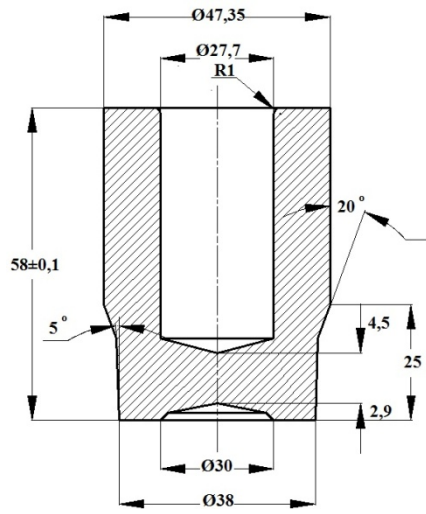


Fig. 5.2 Desenul piesei extrudate

În urma celor de mai sus, planul de operații pentru piesa din fig. 5.2 va fi următorul (fig. 5.3):

- 1) Debitare prin forfecare la rece din bară $\text{Ø}39$ mm (fig. 5 a);
- 2) Recoacere;
- 3) Tratamente de suprafață;
- 4) Calibrare (fig. 5b);
- 5) Refulare (fig. 5c);
- 6) Recoacere;
- 7) Tratamente de suprafață;
- 8) Extrudare inversă (fig. 5d);
- 9) Decuparea fundului (fig. 5e);
- 10) Recoacere;
- 11) Tratamente de suprafață;
- 12) Extrudare directă (fig. 5f);
- 13) Extrudare inversă (fig. 5g);
- 14) Presare finală (fig. 5h).





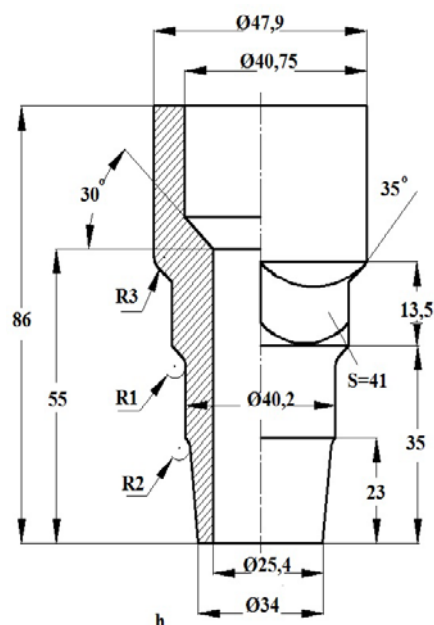


Fig.5.3. Succesiunea deformărilor pentru realizarea piesei extrudate din fig.5.2

5.2. Calculul forțelor de extrudare

Calculul forțelor are în vedere numai operațiile esențiale în care sunt implicate procese de deformare ce comportă și cele mai însemnate forțe: refularea în matriță și operațiile de extrudare directă/inversă.

Calculul forței la refularea în matrița (fig.5.3b-c)

$$F_r = \sigma_c \left(1 + \frac{\mu \cdot D}{3 \cdot h_s} \right) \cdot \frac{\pi \cdot D^2}{4}$$

$$h_s = 39 \text{ mm}$$

$$\mu = 0,2$$

$$D = d_{\max} = 47,1 \text{ mm}$$

$$\sigma_c = 28,5 \frac{\text{daN}}{\text{mm}^2}$$

$$F_r = 28.5 \left(1 + \frac{0.2 \cdot 47.1}{3 \cdot 39} \right) \cdot \frac{\pi \cdot 47.1^2}{4} = 53654.54 \text{ daN} \cong 536.5 \text{ kN}$$

$$F_r \cong 540 \text{ kN}$$

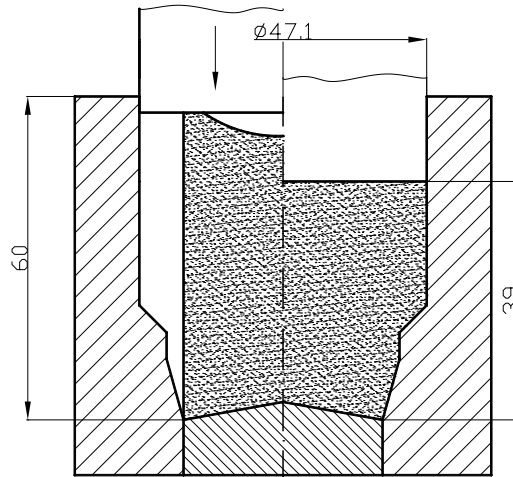


Fig.5.4. Refularea semifabricatului: poziția inițială stg/
poziția finală dr

Calculul forței la extrudarea indirectă (fig.5.3 c-d)

$$F_{\text{extrinv}} = \mu \cdot \sigma_c \cdot \left[4 \cdot \frac{D}{D^2 - d^2} \cdot \left(H + \frac{H}{2} \right) \cdot \frac{D^2}{d^2} + \frac{d \cdot h}{D^2 - d^2} + \frac{D^2}{d^2} \cdot \ln \cdot \frac{D^2}{D^2 - d^2} \right] \cdot \frac{\pi \cdot d^2}{4} + \sigma_c \cdot \left(1 + \frac{1}{3} \cdot \frac{\mu \cdot d}{h_s} \right) \cdot \frac{\pi \cdot d^2}{4}$$

$$H = \frac{D + d}{2} \cdot \frac{\sqrt{D^2 - d^2}}{D} = \frac{47.3 + 27.7}{2} \cdot \frac{\sqrt{47.3^2 - 27.7^2}}{47.3} = 37.5 \cdot 0.81 = 30.4 \text{ mm}$$

$$h = 5 \text{ mm}$$

$$H = 47 \text{ mm}$$

$$d = 27,7 \text{ mm}$$

$$D = 47,30 \text{ mm}$$

$$\mu = 0,2 \text{ mm}$$

$$H = 30,4 \text{ mm}$$

$$\sigma_c = 28,5 \frac{\text{daN}}{\text{mm}^2}$$

$$h_s = 36 \text{ mm (desen de execuție)}$$

$$F = 1027 \text{ kN}$$

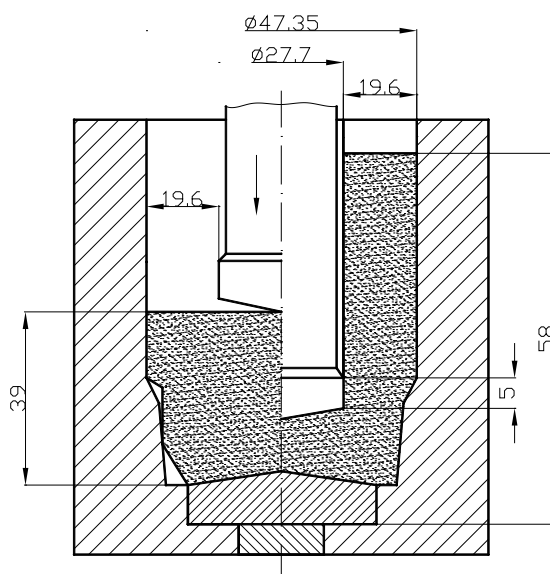


Fig.5.4. Extrudarea inversă semifabricatului: poziția inițială stg/ poziția finală dr

Calculul forței la extrudarea directă a produselor tubulare (fig.5.3 f-g)

$$F_{\text{extrdir}} = \sigma_c \cdot \left[4\mu \cdot \left(\frac{h}{d} + \frac{H}{D} + \frac{d_d \cdot h_d}{D^2} \right) + \left(\frac{\mu}{\sin \alpha} + 1 \right) \cdot \ln \frac{D^2 - d_d^2}{d^2 - d_d^2} \right] \cdot \frac{\pi \cdot D^2 - d_d^2}{4}$$

$$D = 47,5 \text{ mm}$$

$$H = 31\text{mm}$$

$$d_d = 27,5\text{mm}$$

$$h_d = 35\text{mm}$$

$$d = 34,2\text{mm}$$

$$h = 23\text{mm}$$

$$\alpha = 45^\circ$$

$$\mu = 0,2$$

$$F_{\text{extr dir}} = 1025\text{ kN}$$

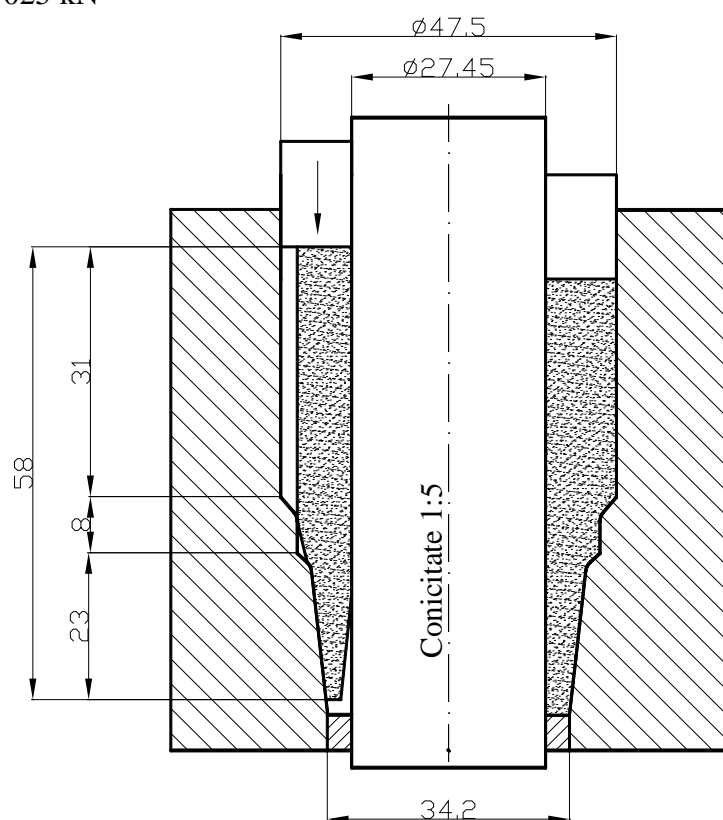


Fig.5.5. Extrudarea directă a semifabricatului: poziția inițială stg/
poziția finală dr

Pentru operațiile de deformare plastică se alege o presă cu genunchi de 2500kN.

Bibliografie partea a II-a

1. Tapalagă, I., Berce, P., Achimaș, Gh., Extrudarea metalelor la rece, Ed. Dacia, Cluj-Napoca, 1986.
2. Zaharia, L., Bazele teoretice ale deformărilor plastic, Ed. Tehnopress, Iasi, 2011.
3. Socaciu, T., Extrudarea inversă a metalelor la rece, Ed. Univ. "Petru Maior", Tg. Mureș, 1998.
4. Socaciu, T., Tehnologii și echipamente noi de extrudare, Ed. Univ. "Petru Maior", Tg. Mureș, 2004
5. Solomon, N., Solomon, I., Effect of die shape on the metal flow pattern during direct extrusion process, Revista de Metalurgia, 2010, 46(5), 396-404.
6. Socaciu, T., An analysis regarding the variation of necessary force by the indirect extrusion process, Procedia Technology (2014) 12, 433 – 438.
7. M. Sharma, A.K. Singh, P. Singh, K.K. Pathak, G. Agnihotri, Experimental investigation of the effect of die angle on extrusion process using plasticine, Experimental Techniques, 2011, 35(6), 38–44.
8. Socaciu, T., Experimental Study Regarding Variation of Force in Inverse Extrusion Using Active Friction, Procedia Technology, 2015, 19, 85-89.