

INSTITUTUL POLITEHNIC "TRAIAN VUIA"

TIMISOARA

FACULTATEA MECANICA

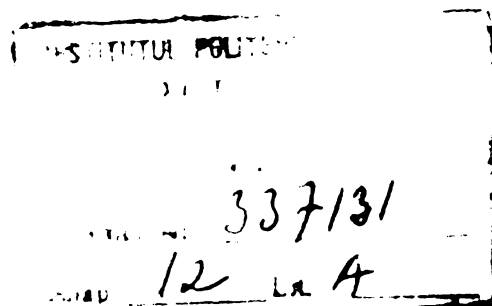
**Teză întocmită pentru obținerea titlului de
Doctor-Inginer**

**Studiul forțelor specifice în extrudarea combinată
la rece axial simetrică prin secțiuni libere.**

Autor: Ing.A.Teodorescu

Conducător științific Prof.Dr.Doc.Ing.A.Nanu

**BIBLIOTECA CENTRALĂ
UNIVERSITATEA
"POLITEHNICA" TIMIȘOARA**



C U P R I N S

INTRODUCERE

- Cap.I. Stadiul actual în studiul și cercetarea extrudării combinate.
- I.1. Stadiul cercetărilor în țara noastră
- I.2. Stadiul cercetărilor pe plan mondial
- Cap.II. Obiectul lucrării
- Cap.III. Metode analitice calitative pentru determinarea forțelor specifice în extrudarea combinată.
- III.1. Metoda liniilor de alunecare
- III.1.1. Analiza extrudării combinate prin câmpurile liniilor de alunecare posibile static.
- III.1.2. Analiza extrudării combinate prin câmpurile liniilor de alunecare posibile cinematic.
- III.2. Metoda limitei superioare.
- III.2.1. Analiza forțelor în domeniul extrudării inverse.
- III.2.2. Analiza forțelor în domeniul extrudării directe.
- Cap.IV. Metoda bilanțului forțelor.
- IV.1. Forțele specifice în domeniul extrudării directe
- IV.2. Forțele specifice în domeniul extrudării inverse
- IV.3. Forțele specifice în extrudarea combinată
- Cap.V. Metodologia și baza materială
- V.1. Metodologie
- V.2. Materiale
- V.3. Dispozitive și scule pentru extrudare
- V.4. Utilaje și aparatură
- Cap.VI. Determinarea rezistenței la deformare K_p și a durității în funcție de raportul de deformare.

VI.1. Determinarea rezistenței la deformare K_f în funcție de raportul de deformare.

VI.2. Determinarea durității în funcție de raportul de deformare.

Cap.VII. Determinarea coeficientului de frecare μ

VII.1. Pregătirea suprafeței

VII.2. Determinarea coeficientului de frecare μ prin metoda directă.

VII.3. Determinarea coeficientului de frecare μ prin metoda inelelor.

Cap.VIII. Analiza experimentală a procesului de deformare la extrudarea combinată.

VIII.1. Desfășurarea procesului de deformare

VIII.2. Condițiile de apariție a extrudării combinate

VIII.3. Influența dimensiunilor semifabricatului

Cap.IX. Determinarea experimentală a forțelor specifice p_c la extrudarea combinată.

Cap.X. Concluzii.

X.1. Generalități

X.2. Considerente obținute prin legea similitudinii

X.3. Similitudinea formei geometrice

Cap.XI. Eficiența tehnico-economică.

S I M B O L U R I

- A - lucru mecanic , daN.m
- a, b, a_1 , b_1 - constante
- c - indice de deformare la extrudarea combinată
 $c=f(R_B/R_A)$
- coeficient care depinde de dimensiunile semifabricatului și geometria sculelor.
- d - diametru, mm.
- d_0 - diametrul inițial al semifabricatului (d_0 este egal cu diametrul locașului matriței), mm.
- d_p - diametrul poansonului (diametrul util), mm.
- d_A - diametrul tijei la extrudarea directă, mm.
- d_B - diametrul interior al paharului la extrudarea inversă.
(d_B este egal cu d_p).
- E - modul de elasticitate
- F_0 - suprafața secțiunii transversale inițiale a semifabricatului, mm².
- F_A - suprafața secțiunii transversale a tijei obținută prin extrudare directă, mm².
- F_B - suprafața secțiunii transversale a paharului obținut prin extrudare inversă, mm².
- H_M - duritatea în unități Mayer
- h, h_0 - înălțime, mm.
- K_T - rezistența specifică de deformare, daN/mm².
- l - lungime, mm.
- l_1 , l_2 - lungimi fixe, mm.
- l_A - lungimea tijei obținută prin extrudare directă mm.
- l_B - lungimea interioară a paharului obținut prin extrudare inversă, mm.
- l_s - lungimea porțiunii neextrudate, mm.
- l_0 - lungimea inițială a semifabricatului, mm.
- l_p - deplasarea (cursa) poansonului, mm.
- P - forța totală la extrudare, KN, daN

- p - forța specifică la extrudare $(\frac{P}{F_0})$, $\frac{daN}{mm^2}$
 p_A - forța specifică la extrudare directă $(\frac{P}{F_A})$, $\frac{daN}{mm^2}$
 p_B - forța specifică la extrudare inversă $(\frac{P}{F_B})$, $\frac{daN}{mm^2}$
 p_c - forța specifică la extrudare combinată
 R - raport de deformare
 R_A - raport de deformare la extrudare directă $(\frac{F_0}{F_A})$
 R_B - raport de deformare la extrudare inversă $(\frac{F_0}{F_B})$
 λ - raport $\frac{tg(\gamma+\beta)}{tg\beta}$
 μ - coeficient de frecare
 γ - unghi de intrare al matriței
 φ_g - grad de deformare ($\ln R$)
 φ_{gA} - grad de deformare al extrudării directe ($\ln \frac{F_0}{F_A}$)
 φ_{gB} - grad de deformare al extrudării inverse ($\ln \frac{F_0}{F_B}$)
 V_A - volumul materialului deformat prin extrudare directă
 V_B - volumul materialului deformat prin extrudare inversă.
 Z - raportul R_B/R_A .
 \bar{V} - raport (\bar{l}/l)
 $\bar{\eta}$ - raport (\bar{F}/F)
 θ - raport $(\bar{K}_r/K_r \cdot \gamma^2)$

O Introducere

Evoluția industrială din ultima vreme a arătat că, tehnica prelucrării metalelor și aliajelor prin deformare plastică prezintă un interes din ce în ce mai mare.

Dintre numeroasele metode de lucru aplicate în acest domeniu, extrudarea metalelor la rece s-a dezvoltat foarte mult câștigând o importanță deosebită în industria constructoare de mașini.

Explicația dezvoltării extrudării la rece constă în aceea că, această metodă reduce considerabil consumul de metal și manoperă.

În ultimii ani, s-a extins îndeosebi extrudarea la rece a oțelului prin realizarea unei game foarte variate de piese. Ca exemplu în S.U.A. se preconizează ca în 1976 să se realizeze peste 1000 mii tone de piese din oțel, extrudate la rece.

Sub aspect tehnologic piesele se pot obține prin una sau mai multe operații de extrudare directă sau inversă. Cu cât forma pieselor este mai complicată cu atât numărul operațiilor de extrudare este mai mare. Piesele cele mai reprezentative sînt cele de forma pahar-tije cum este corpul de bujie (fig.1).

Execuția prin extrudare la rece a corpului de bujie cuprinde în afară de debitarea prin forfecare, trei operații de extrudare, operația întâia fiind extrudarea directă iar celelalte două sînt operații de extrudare inversă. După aceea urmează perforarea în operația a patra iar în ultima operație se realizează o calibrare.

Multe piese cu forme complicate s-ar putea obține prin operații mai puține, realizîndu-se extrudarea directă și extrudarea inversă simultan, într-o singură operație, printr-un proces de extrudare combinată.

Extrudarea combinată poate fi considerată ca o tendință firească de dezvoltare a procesului de extrudare la rece.

Avantajele extrudării combinate apar mai evidente prin reducerea manoperei, micșorîndu-se numărul de operații de extrudare și de operații intermediare (recoaceri, pregătire a suprafeței, fosfatare, ungere).

Reluînd exemplul corpului de bujie acesta s-ar putea realiza numai prin două operații, din care operația a doua poate fi extrudare combinată (fig.2).

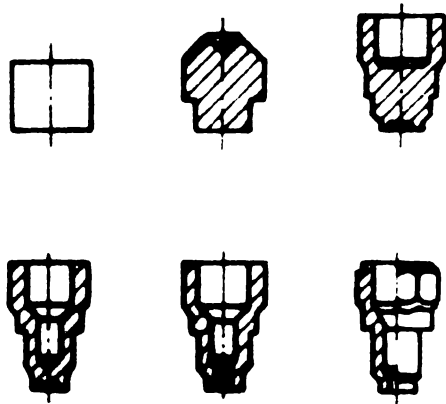


Fig.1 Extrudarea la rece a corpului de bujie în cinci operații

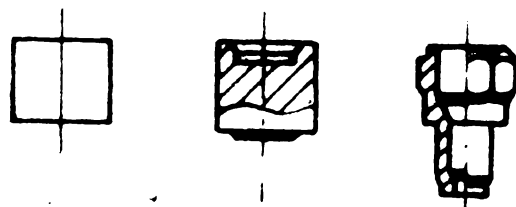


Fig.2 Extrudarea la rece a corpului de bujie în două operații prin extrudare combinată.

Prin extrudare combinată se pot obține piese cu forme din cele mai complicate, așa cum sînt cele prezentate în fig.3.

Extrudarea combinată poate fi utilizată ca operație singulară sau în anumite procese tehnologice alături de alte operații de extrudare, refulare și perforare.

În fig.4 am prezentat un exemplu de folosire a extrudării combinate într-un proces complex de extrudare și refulare.

Extrudarea combinată la rece este folosită pe scară redusă, deși prezintă mari avantaje prin creșterea productivității, reducerea investiției prin număr de utilaje mai mic și printr-un consum de scule mai redus.

Explicația constă în faptul că procesul de deformare este complex și foarte puțin studiat, iar tehnologia de extrudare combinată este mai dificil de elaborat fără cunoașterea condițiilor de desfășurare ale acestui procedeu.

De aceea în lucrarea de față mi-am propus să cercetez sub aspect teoretic și aplicativ, o latură deosebit de importantă și anume forțele specifice care condiționează procesul de deformare în extrudarea combinată cu studii directe asupra forme pahar-tije.

Acest proces a fost studiat puțin în străinătate iar în țara noastră pînă în prezent nu au existat preocupări în această direcție.

Elaborarea tehnologiei, proiectarea sculelor și alegerea puterii utilajului necesită determinarea forțelor specifice care apar la extrudarea combinată.

În același timp este necesar a cunoaște condițiile care determină acest proces, factorii care influențează deformarea și modul cum se desfășoară *curgerea materialului*.

Prin această lucrare am căutat să tratez toate aceste aspecte teoretic și experimental.

Lucrarea este legată de problema extrudării axial simetrice prin secțiuni libere a pieselor de forma pahar-tije însă teoria și concluziile sînt generale și se pot aplica la un număr mare de situații care se vor ivi frecvent în aplicațiile industriale. Rezultatele obținute evidențiază influența diverșilor parametri care condiționează procesul de extrudare combinată și ceea ce este important din punct de vedere practic aceste rezultate dau posibilitatea dezvoltării și extinderii procedului de extrudare.

Folosirea numai a materialelor indigene care au necesitat studii laborioase din partea autorului în vederea elaborării și asimilării, oferă garanția unor aplicații largi a extrudării fără

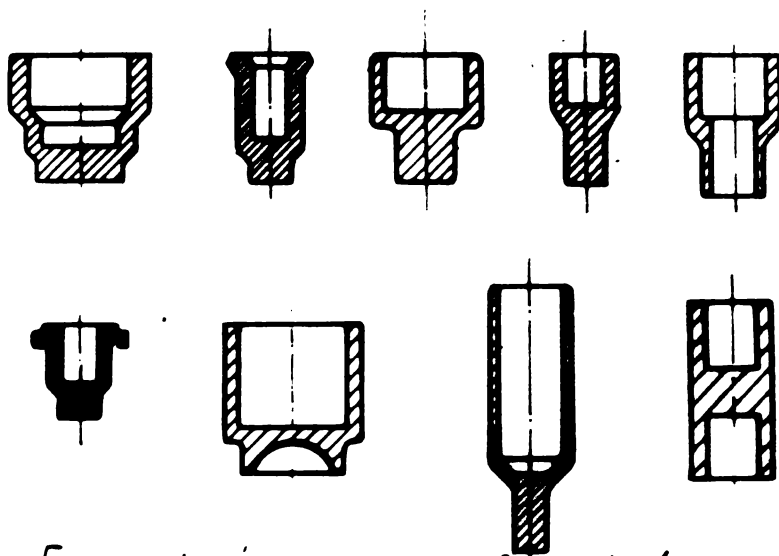


Fig 3. Forme de piese care pot fi realizate prin extrudare combinată la rece.

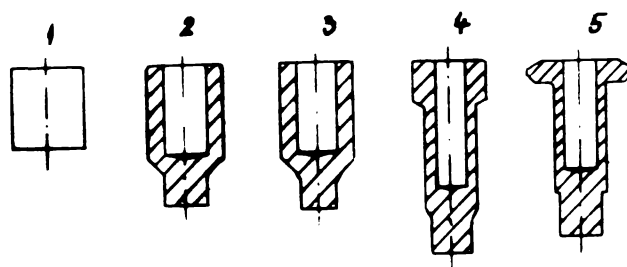


Fig.4. Folosirea extrudării combinate într-un proces de extrudare în mai multe trepte la piese cu forme complexe.

a mai fi condiționată de import.

La efectuarea studiilor experimentale au fost folosite instalații și dispozitive speciale, primele de acest fel existente în țară, concepute de autor și realizate cu sprijinul colectivului dela Intreprinderea Mecanică Fină Sinaia.

Capitolul I.

Stadiul actual în studiul și cercetarea extrudării
combinată

I. Stadiul actual în studiul și cercetarea extrudării combinate.

I.1. Stadiul cercetărilor în țara noastră.

În țara noastră, cercetări privitor la extrudarea combinată încă nu s-au făcut, întrucât procedeul de extrudare la rece al pieselor, din oțel indeosebi, se aplică numai de 3 ani, folosind deocamdată extrudarea simplă directă și inversă.

Cu toate acestea, există un număr mare de repere din industriile de autocamioane, tractoare, aparatură de injecție pentru motoare Diesel, din industria electrotehnică și din alte domenii care datorită formei și mărimii pot fi executate prin extrudare combinată.

I.2. Stadiul cercetărilor pe plan mondial.

În URSS, undă procedeul de extrudare la rece a luat o mare extindere, s-au făcut unele cercetări în domeniul extrudării combinate. Rezultatele acestora au fost prezentate în lucrarea elaborată de OLENIN L.D.: "Rascet tehnologiceskih perehodov i Konstruirovanie instrumenta dlia holodnogo Kombinirovannogo vidablivanja" (calculul fazelor tehnologice și construcția sculelor pentru extrudarea combinată la rece [1]).

OLENIN L.D. menționează că s-a determinat în laboratoarele de la NII Avtopribor valoarea presiunii specifice medii în orice moment al ultimului stadiu din condiția de lucru mecanic pe baza ipotezei energetice, stabilind următoarea relație :

$$p = K_f \left[\frac{d_0^2 \cdot \xi \cdot C\mu \cdot l_0}{d_B (l_s + d_0)} \cdot \ln \frac{\xi \cdot d_0 \cdot C\mu \cdot l_0}{d_1^2 (l_s + \xi \cdot C\mu \cdot l_0)} + \frac{l_s}{\xi \cdot C\mu \cdot l_0} \cdot \ln \frac{\xi \cdot \xi \cdot C\mu \cdot l_s}{l_s \cdot \xi \cdot C\mu \cdot l_0} \left(\frac{l_2}{l_s} \right)^n + \frac{d_A^2}{16 l_0 l_s} \left(\frac{d_A^2}{d_B^2} + 1 - \frac{d_0^2}{d_B^2} \right) + \frac{l_s}{d_B} \left(1 + \frac{d_A}{d_B} \right) \frac{\xi}{1 + \xi} \right] \cdot \left[1 + \mu \frac{d_0^2 (4d_0 - 3d_B - 3d_A) + r_0^3 - r_A^3}{3 l_s \cdot d_B^3} \right] \quad (1.1)$$

în care :

p este presiunea specifică medie

K_f - rezistența la deformare

d_0 - diametrul locașului matriței sau diametrul inițial al semifabricatului

l_0 - înălțimea inițială a semifabricatului

d_B - diametrul părții active a poansonului

d_A - diametrul orificiului din matriță

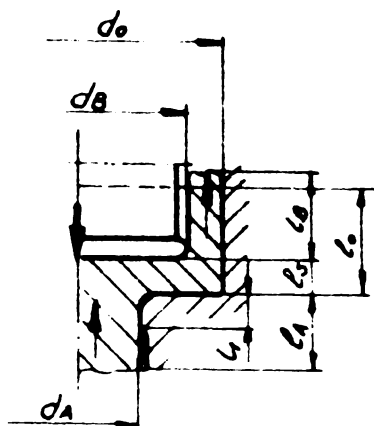


Fig. 5. Extrudarea combinată axial simetrică cu acționarea forței într-un singur sens pentru forme pahar-tijă.
 d_0 - diametrul locosului matritei
 l_0 - înălțimea inițială a semifabricatului;
 d_a - diametrul orificiului din matrită;
 l_S - lungimea neextrudată
 l_A - lungimea extrudată direct
 l_B - lungimea extrudată invers.

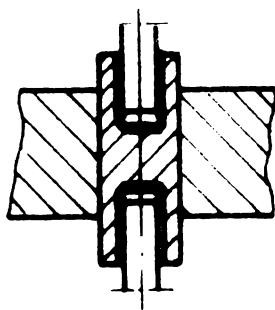


Fig. 6. Extrudarea simultană directă și inversă axial simetrică cu acționarea forței în două sensuri opuse coaxiale.

l_1 - lungimea orificiului matriței

l_0 - lungimea neextrudată

l_A - lungimea tijei obținută prin extrudare directă

l_B - lungimea interioară a paharului obținut prin extrudare inversă.

μ - coeficient de frecare (0,008-0,12)

$C\mu$ - coeficient adimensional (0,9-1,118)

$$\xi = \frac{d_A^2}{d_0^2 - d_A^2} ; \quad \zeta = \frac{d_0^2}{d_0^2 - d_B^2} ; \quad l_2 = \frac{d_B - d_A}{2}$$

$$b = \xi \cdot C\mu \cdot l_0 ; \quad n = \frac{\zeta \cdot b}{l_5 + b}$$

Calculul deformațiilor pentru fiecare trecere în cazul extrudării combinate comportă dificultăți întrucît procesul trece de o manieră necontrolabilă din perioada nestabilizată în stadiul final.

Datorită acestui fapt cercetările celor dela NII Avtopribor se limitează la recomandarea unor calcule orientative.

Verificînd experimental relațiile de calcul menționate chiar prin exemplele citate în lucrarea lui OLENIN L.D., am constatat că, acestea nu corespund întrutotul dînd în multe cazuri diferențe pînă la 20 % față de valorile reale.

Si în occident s-au făcut unele cercetări în domeniul extrudării combinate.

STECK E. în lucrarea "Englische und niederländische Forschungsergebnisse auf dem Gebiet des Kaltfliesspressens" (Rezultatele cercetărilor engleze și olandeze în domeniul extrudării la rece) prezintă printre alte realizări și rezultatele unor experiențe în extrudarea combinată efectuate de Divizia de deformare plastică a "Național Engineering Laboratory (NEL)" din Eastkilbridge Anglia [2].

Aceste rezultate sînt obținute în extrudarea combinată axial simetrică pentru forma pahar-pahar (Fig.6).

În această lucrare nu se analizează teoretic procesul și nici nu se dau relații de calcul a forțelor și deformațiilor. Se prezintă totuși pentru cîteva cazuri curbele de variație a forței specifice relative maxime pentru extrudarea combinată și pentru extrudarea directă și inversă.

Se evidențiază un fapt destul de important și anume că, pentru forma pahar-pahar la anumite rapoarte de deformare a extrudării

62
04

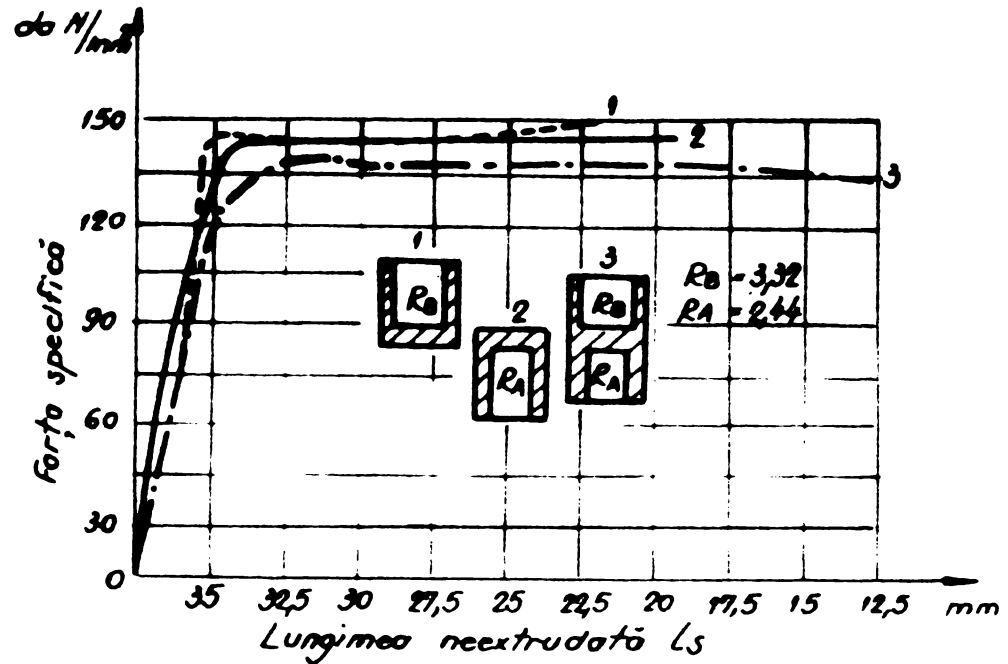


Fig. 7 Variația forței specifice p în funcție de lungimea neextrudată L_s la extrudarea inversă $R_B = 3,32$, la extrudarea directă $R_A = 2,44$ și la extrudarea combinată $R_A = 2,44$ și $R_B = 3,32$ pentru forma pahar-pahar

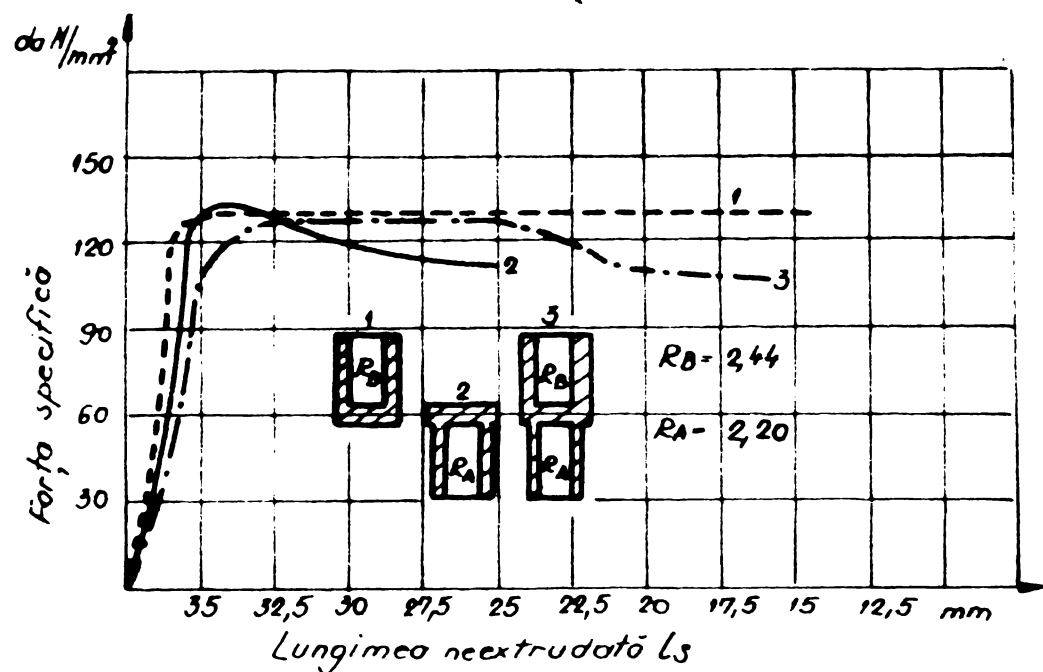


Fig. 8 Variația forței specifice p în funcție de lungimea neextrudată L_s la extrudare inversă $R_B = 2,44$, la extrudare directă $R_A = 2,20$ și la extrudare combinată $R_A = 2,20$ și $R_B = 2,44$ pentru forma pahar-tub

directe și inverse se produce curgerea simultană a materialului. Volumul materialului deformat prin extrudare directă și prin extrudare inversă care apare în extrudarea combinată prezintă valori foarte diferite de la caz la caz (fig.9).

Se fac referiri la extrudarea combinată și în lucrarea "Some aspects of the cold extrusion of steel" (Unele aspecte ale extrudării la rece a oțelului) prezentată la cea de a VI-a conferință internațională asupra extrudării la rece, organizată de Institute of Metal Engineering, Eastborne, noiembrie 1965.

În ceea ce privește extrudarea combinată sînt prezentate rezultatele obținute pe epruvete de forma pahar-pahar. Astfel în fig.7 se arată variația forței specifice la extrudare combinată și la extrudare directă și inversă în funcție de lungimea neextrudată pentru $R_A = 2,44$ și $R_B = 3,32$. S-a experimentat și cazul extrudării combinate pentru forma pahar-tub și rezultatele sînt prezentate în diagramele din fig.8.

În domeniul extrudării combinate a apărut o ultimă lucrare "Forces and metal flow in forwardbackward extrusion" (forțele și curgerea metalului la extrudarea combinată) apărută în American Machinist nr.15/1974 [fig.10] [4].

În această lucrare se analizează același caz al extrudării combinate pentru forma pahar-pahar folosind ca material oțelul M8A și aliajul de aluminiu AlZnMgCu 1,5.

Se constată că s-au obținut rezultate similare cu cele prezentate în lucrările anterioare.

În cazurile analizate se observă că forța specifică maximă la extrudarea combinată se apropie ca valoare de forța specifică cea mai mică a extrudării simple.

Toate lucrările citate analizează numai un singur caz al extrudării combinate și anume al extrudării axial-simetrice pentru forma pahar-pahar.

Cu excepția lucrării lui OLENIN L.D. celelalte tratează extrudarea combinată numai pe cale experimentală analizînd în cîteva cazuri influența raportului de deformare R_A în procesul de deformare pentru o valoare constantă a lui R_B .

Chiar în lucrarea apărută în American Machinist nr.15/1974 se face mențiunea, "deși extrudarea combinată la rece poate avea aplicații importante, din nefericire nu s-au făcut decît mici experimentări ale extrudării combinate".

Pînă în prezent pe plan mondial nu s-au efectuat studii asupra întregului proces de deformare și nici nu s-a făcut o analiză teoretică care să stabilească legătura dintre factorii determinanți

621
04

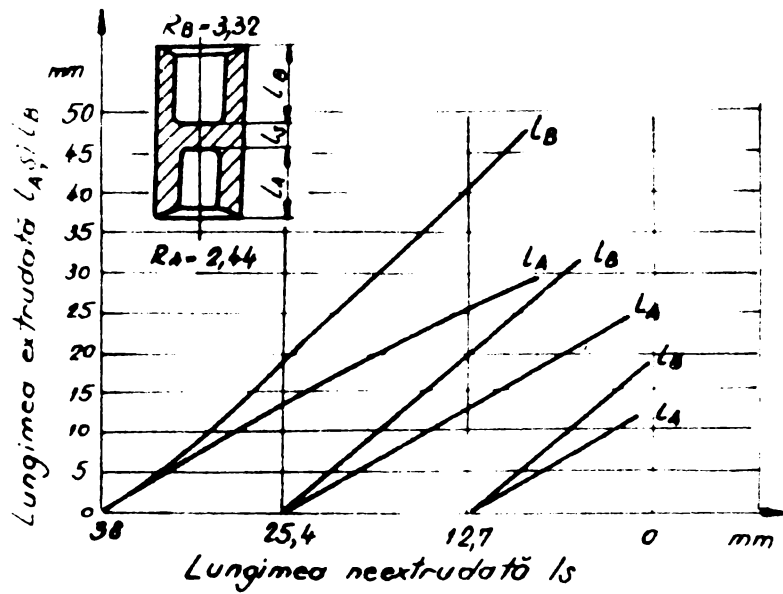


Fig. 9. Variația lungimii extrudate L_A și L_B în funcție de lungimea neextrudată L_s la extrudarea combinată pentru forma pahar-pahar.
Material: Oțel En 2E; ungere: fosfat de Zn + Bonderlube 235 $d_0 = 12,7; 25,4; 38$ mm
 $L_0 = 50,8$ mm; $R_A = 2,44$ $R_B = 3,32$

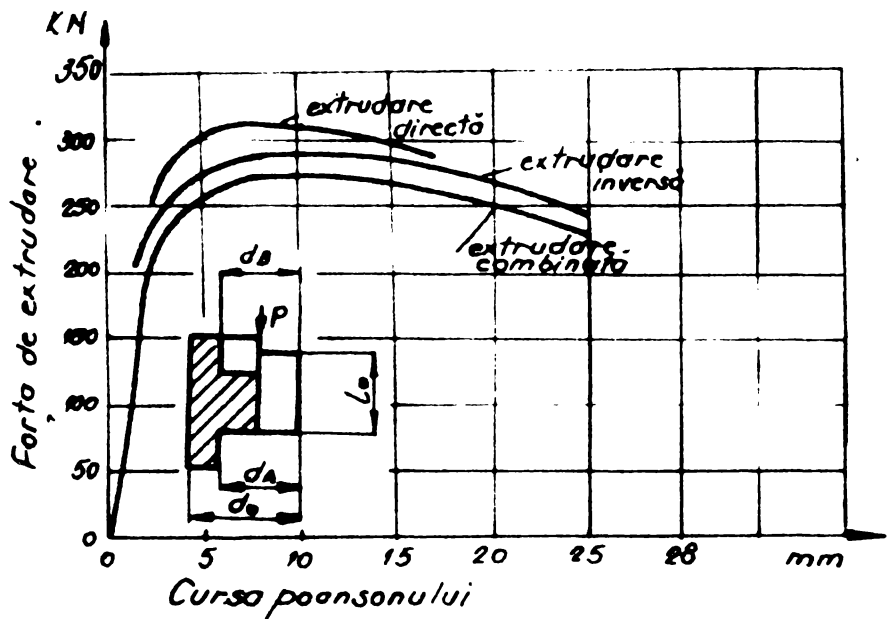


Fig. 10 Variația forței totale P în funcție de cursa poansonului la extrudare directă, inversă și combinată pentru $R_A = R_B$ la extrudarea de formă pahar-pahar
Material: Aluminiu; ungere: Fosfat de Zn + Bonderlube 234 $d_0 = 28$ mm
 $L_0/d_0 = 1,0$ $d_A = d_B = 20$ mm

care participă în extrudarea combinată.

Rezultă că cercetările în acest domeniu sînt în fază incipientă cu toate avantajele pe care le prezintă extrudarea combinată.

CAPITOLUL II.
Obiectul lucrării

II. Obiectul lucrării

Lucrarea are ca obiect studiul forțelor specifice la extrudarea combinată la rece axial-simetrică prin secțiuni libere pentru forma pahar-tije.

Mi-am propus să studiez prin diferite metode forțele specifice care apar în procesul de extrudare combinată și să stabilesc pe cale teoretică și experimentală relații de calcul prin care să se poată determina valoarea acestor forțe specifice și modul cum pot să varieze în funcție de anumiți parametri.

În același timp am căutat să determin condițiile în care poate să apară extrudarea combinată.

Am ales forma pahar-tije întrucât aceasta cuprinde volumul cel mai mare de piese ce pot fi extrudate la rece (fig.11).

Pot fi realizate prin extrudare combinată și alte forme de piese cum sînt pahar-pahar, pahar-tub din bară, pahar-tub din țevă și tijă-tijă.

Piese de forma pahar-tije, pahar-tub și pahar-pahar au multe elemente de (asemănare) similitudine, astfel că rezultatele și concluziile obținute prin cercetarea formei pahar-tije pot fi utilizate cel puțin pentru calcule aproximative și în cazul celorlalte forme.

Analiza forțelor specifice trebuie să pornească de la cunoașterea procesului de deformare în condițiile caracteristice ale extrudării combinate unde am admis că procesele de deformare ale extrudării directe și indirecte sînt autoreglabile și decurg în sensul regimului optim energetic.

Apariția focarelor de deformare și deplasarea lor în timpul deformării complică și mai mult analiza acestui proces.

În cercetare am considerat că procesul extrudării combinate poate fi împărțit în următoarele stadii distincte : stadiul inițial (stadiul nestabil), stadiul staționar și stadiul final.

În stadiul inițial se formează focarul deformației iar volumul de material care curge prin secțiunile libere și forțele specifice cresc treptat, ajungînd la sfîrșitul acestui stadiu la o valoare maximă. În momentul în care prin fiecare secțiune liberă a matriței va curge un volum de metal egal cu volumul metalului aflat în zona focarului de deformare am apreciat că formarea focarului a luat sfîrșit și începe stadiul extrudării stabile.

Forma și dimensiunile focarelor de deformare în acest stadiu nu se modifică, dar zona extrudării inverse se deplasează împreună cu poansonul în sensul metalului nedeformat. Forța și

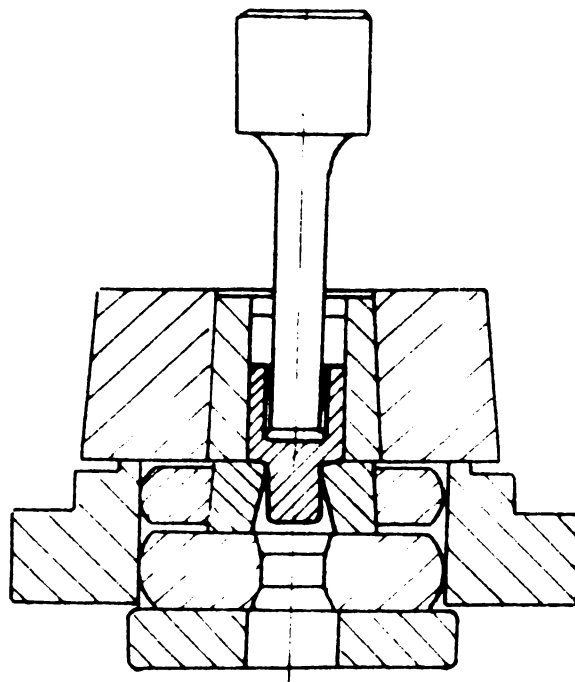


Fig. 11 Extrudare combinată pentru
 piese de formă pahar - tijă

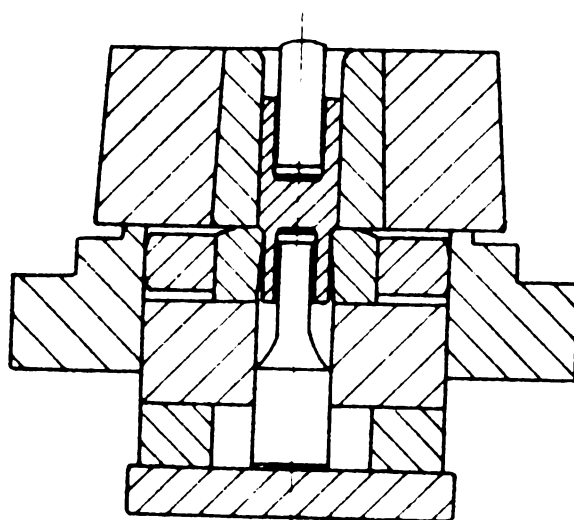


Fig. 12 Extrudare combinată pentru piese
 de formă pahar - tub, din bară

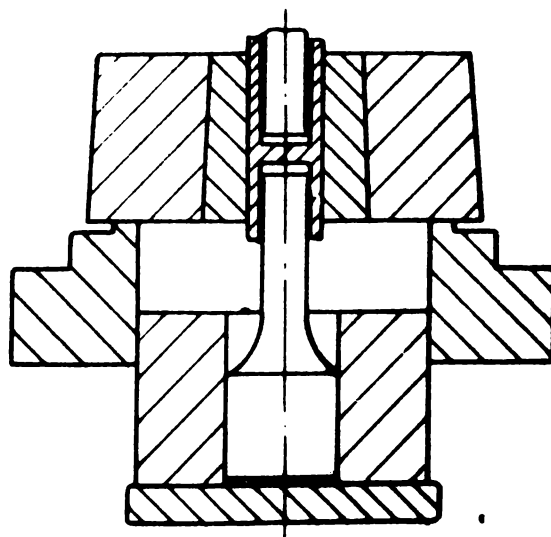


Fig. 13 Extrudare combinată pentru piese
 de formă pahar - pahar.

deformația prin secțiunile libere ale matriței ar trebui să rămână practic constante. În momentul când zonele de extrudare directă și inversă se întâlnesc, imaginea întregului proces se complică și începe desfășurarea ultimului stadiu al extrudării combinate.

Cu aceste considerente reiese că analiza forțelor specifice la extrudarea combinată este foarte complexă și trebuie să cuprindă o multitudine de factori care participă la acest proces.

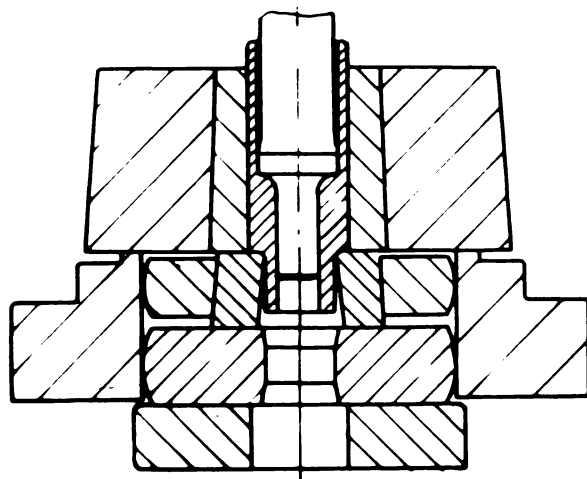


Fig. 14 Extrudare combinată pentru piesele de formă pahar-tub, din țevă

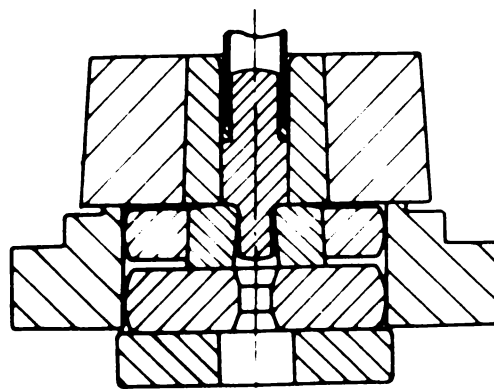


Fig. 15 Extrudare combinată pentru piese de formă tijă-tijă

CAPITOLUL III.

Metode analitice calitative pentru determinarea
forțelor specifice în extrudarea combinată.

III. Metode analitice calitative ale forțelor specifice.

III.1. Metoda liniilor de alunecare.

Metoda liniilor de alunecare numită și metoda secțiunii plastice a lui Hencky oferă în anumite cazuri posibilitatea de analiză a unor probleme bidimensionale ale plasticității.

Metoda constă din construirea câmpurilor liniilor de alunecare pentru deformația plană considerând materialul plastic ideal.

Prin construcția câmpurilor liniilor de alunecare se determină limitele zonelor plastice pentru un anumit caz de deformare.

Reducând extrudarea combinată la un caz de deformare plană, format din acțiunea simultană a extrudării directe și inverse am cercetat acest proces prin metoda liniilor de alunecare.

Deoarece calculele pentru stabilirea liniilor de alunecare necesită un volum mare de lucru, am folosit metoda grafică.

Trasând câmpul liniilor de alunecare pentru diferite valori ale raportului de deformare se pot stabili tensiunea și viteza de deformare în fiecare punct al zonei plastice și ca urmare se pot determina forța specifică, rezistența la deformare și lucrul de deformare.

III.1.1. Analiza extrudării combinate prin câmpurile liniilor de alunecare posibile static.

Rezultatele aplicării metodei liniilor de alunecare posibile static la extrudarea simplă directă și inversă au permis stabilirea unor relații de calcul orientative întrucât prezintă diferențe sensibile față de rezultatele reale însă oferă avantajul unor formule simple. Aceste rezultate pot fi extinse și pentru extrudarea combinată considerată ca un proces de deformare cu două focare distincte, al extrudării directe și inverse însă numai în domeniul regimului stabilizat.

Analizând extrudarea directă printr-o matriță plană pentru un material rigid ideal în condițiile de deformare plană s-au obținut liniile de alunecare pentru $\zeta_k=0,5$ și $\zeta_k=0$ care sînt prezentate în fig.16.

Unghiurile determinate de întretărirea limitelor plastice AC și CE (respectiv A'C' și C'E') cu suprafața matriței în punctele C(c') corespund condițiilor de limită pentru tensiuni cînd $\zeta_k=0$;
 $\gamma_\alpha = \gamma_\beta = \frac{\pi}{4}$ cînd $\zeta_k=0,5$ și $\gamma_\beta = 0$ pentru liniile de alunecare ale unei familii și $\gamma_\beta = \frac{\pi}{2}$ pentru cealaltă familie.

Unghiurile de întretărire a limitelor cu linia de simetrie a corpului în punctul E (E') sînt egale cu $\frac{\pi}{4}$, deoarece tensiunile tangențiale în acest punct lipsesc.

Am admis că metalul care se găsește în unghiurile ACB (A'C'B') și mai sus de limita CE (C'E') este rigid absolut.

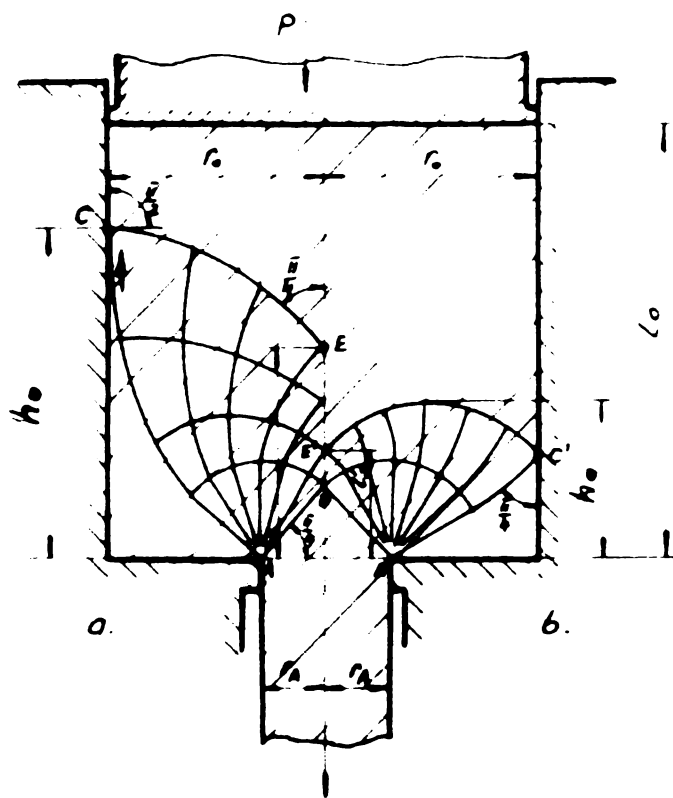


Fig. 16 Cimpul liniilor de alunecare la extrudare directă prin matrită dreaptă a unui material plin pentru $R \gg 2$
 a - pentru $\zeta_k = 0,5 K_f$; b - pentru $\zeta_k = 0$.

La construirea grafică a cîmpurilor liniilor de alunecare pentru valori diferite ale raportului de deformare $R \geq 2$ se pot folosi formule aproximative care dau înălțimea zonelor plastice, așa cum sînt cele propuse de Șofman L.A. și prezentate mai jos [33] :

Condițiile de limită	Profil plin		Teavă cu pereți subțiri	
	Valoarea h_0/r_0		Valoarea $h_0/r_0 - r_A$	
	extrudare directă	extrudare inversă	extrudare	directă
$\zeta_k = 0,5$ kfo	$1,35 + \frac{0,25}{R} \approx 1,4$	$0,48 + \frac{0,25}{R} \approx 0,6$	$1,35 + \frac{0,25}{R} \approx 1,0$	
$\zeta_k = 0$	$0,6 + \frac{0,25}{R} \approx 0,7$	$0,4 + \frac{0,25}{R} \approx 0,5$	$1,35 + \frac{0,25}{R} \approx 0,5$	

$R = \frac{F_0}{F}$ unde F_0 este suprafața secțiunii inițiale

F - suprafața secțiunii libere prin care curge metalul extrudat.

Deoarece la extrudarea la rece se folosesc unguienți cu o eficiență bună pentru care $\mu < 0,1$ s-a aproximat prin rezultate experimentale că la extrudarea directă $h_0 \approx 0,7 r_0$, la extrudarea inversă $h_0 \approx 0,5 r_0$ iar la extrudarea directă a țevilor $h_0 \approx 0,5 (r_0 - r_i)$, r_i fiind raza interioară a țevii.

Rezultatele analizei teoretice permit adoptarea unei relații de calcul comune care determină forța specifică în stadiul stabilizat al deformării (pentru $\frac{F_0}{F} \geq 2$):

$$p_0 = K_f (X + Y \lg R) = K_f \left(X + Y \lg \frac{F_0}{F} \right) \quad (3.11)$$

în care K_f este rezistența la deformare a materialului funcție de raportul de deformare

X și Y - coeficienți

Valorile determinate experimental ale lui X și Y pentru $\zeta = 0$; $R \geq 2$

Metoda de extrudare	X	Y
directă	0,6	2,75
inversă	0,6	2,5

În relația (3.1) nu este luată în considerație forța de frecare pe suprafața de contact dintre piesă și matriță.

Experimental s-a stabilit că pentru extrudarea la rece cu ungere suficientă, forțele de frecare pot fi luate în calcul printr-un coeficient α_{FR} în acest caz relația (3.1) devine :

./.

$$p = \alpha_{FR} \cdot p_0 = \alpha_{FR} (X + Y \lg R) K_f \quad (3.12)$$

unde $\alpha_{FR} = 1,25$ pentru extrudarea directă a profilelor pline

$\alpha_{FR} = 1,35$ pentru extrudarea directă a țevelor subțiri

$\alpha_{FR} = 1$ pentru extrudarea inversă.

În calculele proceselor de extrudare la rece trebuie avut în vedere că rezistența la deformare K_f crește odată cu ecruisarea, respectiv în funcție de raportul de deformare R .

Calculul devine mai dificil deoarece în zonele plastice ale semifabricatului deformațiile nu sînt uniforme și ca urmare rezistența la deformare a materialului este diferită în diferitele puncte ale zonei plastice.

Dacă se ia în considerație că la extrudarea la rece valoarea reducerii relative a secțiunii $\psi \leq 50\%$ ($\psi = \frac{R-1}{R} \cdot 100\%$), corespunde pragului de ecruisare, atunci cu oarecare abatere pentru $\psi \leq 50\%$ se poate lua în calcul mărimea medie a rezistenței la deformare a materialului kf_m .

$$kf_m = \frac{kf_0 + kf_k}{2} \quad (3.1.3)$$

unde kf_0 este rezistența la deformare în apropiere de zona plastică

kf_k - rezistența la deformare în apropiere de ieșirea materialului din matriță.

kf_k se poate determina din curba de curgere pentru valoarea raportului de deformare $R = \frac{F_0}{F}$ sau din

ecuația simplificată de ecruisare :

$$K_f = K_{f_0} + m\psi$$

în care m este coeficient de ecruisare

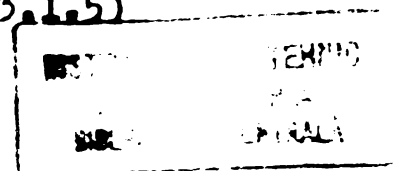
În acest caz :

$$K_{f_0} = \frac{K_{f_{max}} (1 - 2\psi_p)}{(1 - \psi_p)^2} \quad (3.1.4)$$

în care ψ_p este reducerea relativă a secțiunii la limita domeniului elastic de proporționalitate :

$$K_{fk} = \frac{\sigma_r}{(1 - \psi_p)^2} (1 + \psi_k - 2\psi_p) \quad (3.1.5)$$

unde $\psi_k = \frac{R-1}{R}$



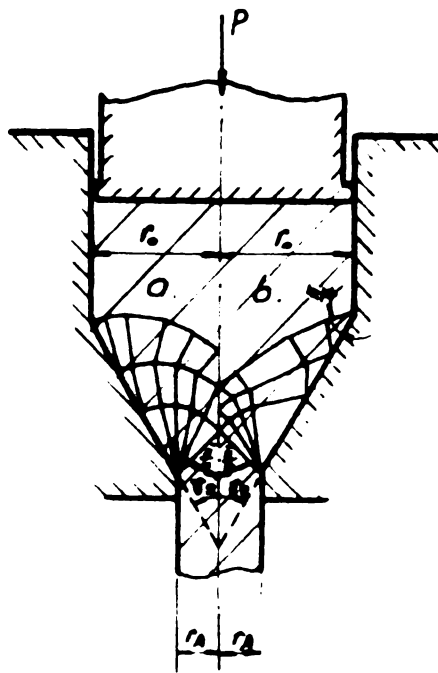


FIG. 17 Cimpul liniilor de alunecare la extrudarea directă prin matriță conică a unui material plin.
 a - pentru $\xi_k = 0,5 k_f$; b - pentru $\xi_k = 0$

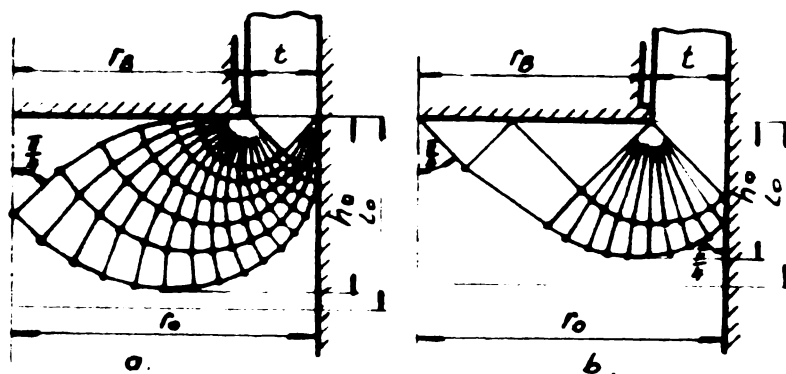


FIG. 18 Cimpul liniilor de alunecare la extrudare inversă
 a - pentru $\xi_k = 0,5 k_f$; b - pentru $\xi_k = 0$.

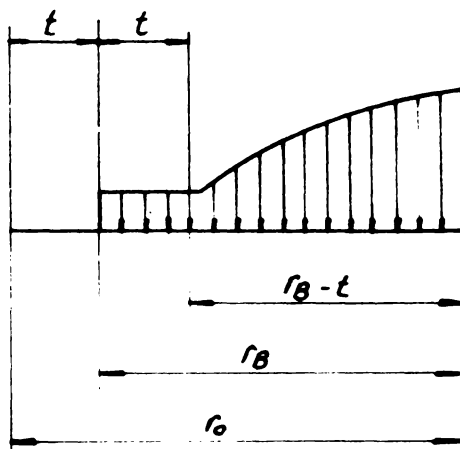


FIG. 19 Diagrama tensiunilor normale la extrudare inversă conform schemei din fig. 18

După introducere :

$$K_{fm} = \frac{\sigma_r}{(1-\psi_p)^2} \left(1 - 2\psi_p + \frac{R-1}{R}\right) \quad (3.1.6)$$

Cu această relație pentru extrudarea directă în regim staționar se obține :

$$P_A = \frac{\alpha_{FR} \cdot \sigma_r}{(1-\psi_p)^2} \left(1 - 2\psi_p + \frac{R-1}{R}\right) (0,6 + 2,75 \lg R) \quad (3.1.7)$$

Se poate exprima :

$$\sigma_r = K_{fmax}$$

și în acest caz rezultă :

$$P_A = \frac{\alpha_{FR} K_{fmax}}{(1-\psi_p)^2} \left(1 - 2\psi_p + \frac{R-1}{R}\right) (0,6 + 2,75 \lg R) \quad (3.1.8)$$

În cazul extrudării directe prin matriță conică cîmpurile liniilor de alunecare sînt deosebite față de cazul extrudării prin matriță plană așa cum se observă în fig.17.

Si extrudarea inversă se poate considera ca o deformăție plană.

Fig.18 cuprinde cîmpurile liniilor de alunecare pentru extrudarea inversă iar în fig.19 este prezentată diagrama tensiunii normale la extrudarea inversă din fig.18.

Din analiza teoretică a rezultat că în condițiile limită $\zeta = 0$, epura tensiunilor normale se determină cu o anumită aproximație cînd $x > 2t$ (fig.19) prin relația :

$$\sigma_y = \left(1,7 + 1,3 \ln \frac{x}{t}\right) K_f \quad (3.1.9)$$

iar cînd $t \leq x \leq 2t$

$$\sigma_y = K_f (1,7 + 1,3 \ln 2) = 2,6 K_f$$

în care x este distanța între punctul studiat și peretele matriței
 t - lățimea secțiunii libere

Forța specifică medie pentru extrudarea directă redusă la o deformare plană se poate exprima prin relația :

$$P_B = K_f \frac{2,6t}{r_B} + \frac{K_f}{r_B} \int_{2t}^{r_0} \left(1,7 + 1,3 \ln \frac{x}{t}\right) dx \quad (3.1.10)$$

După integrare și transformare se obține forța specifică medie care acționează pe suprafața secțiunii poansonului :

$$P_B = K_f \left(0,4 + 3 \lg \frac{\sqrt{R_B}}{\sqrt{R_B} - 1} \right) \sqrt{R_B} \quad (3.1.11)$$

in care $\sqrt{R_B} = \frac{r_0}{r_B}$

Deosebită importanță are cunoașterea limitei superioare a regimului stabil (staționar) care coincide cu începutul regimului nestabil al stadiului final caracterizat prin creșterea bruscă a forței specifice de extrudare. Inceputul stadiului nestabil la extrudare este determinat de distanța "h" dintre poanson și matriță.

Creșterea intensivă a forței specifice la extrudarea directă începe când este satisfăcută condiția (3.1.12) determinată experimental :

$$\bar{h} = \frac{h_0}{r_0} \leq 0,6 + \frac{0,25}{R_A} \quad (3.1.12)$$

sau

$$h_0 \leq r_0 \left(0,6 + 0,25 \frac{F_A}{F_0} \right)$$

In acest caz forța specifică la începerea stadiului nestabil la extrudarea directă la rece se poate stabili cu formula aproximativă :

$$P_{Anst} = K_{fK} \left[\left(2 + \frac{R_A - 1}{R_A \cdot \bar{h}} \right) \frac{R_A - 1}{R_A} + \frac{\bar{h} \cdot R_A}{8} \right] \quad (3.1.13)$$

Analog, pentru extrudarea inversă prin construcția cîmpurilor liniilor de alunecare pe cale experimentală pentru diferite valori ale $\frac{r_0}{r_B}$ s-a putut determina înălțimea maximă h_0 a zonei plastice care corespunde limitei superioare a regimului nestabil când forța specifică crește brusc :

$$h_0 \leq 0,5 r_0 \left(1,4 - \frac{r_B}{r_0} \right) \quad (3.1.14)$$

Rezultatele obținute prin metoda liniilor de alunecare la extrudarea simplă directă și inversă se pot folosi în anumite condiții la cercetarea procesului de deformare al extrudării combinate.

Cîmpul liniilor de alunecare la extrudarea combinată se poate trasa considerînd că cele două procese de deformare se dezvoltă independent și pînă cînd cele două zone plastice încep să se întretaie. In timpul procesului de extrudare combinată zona

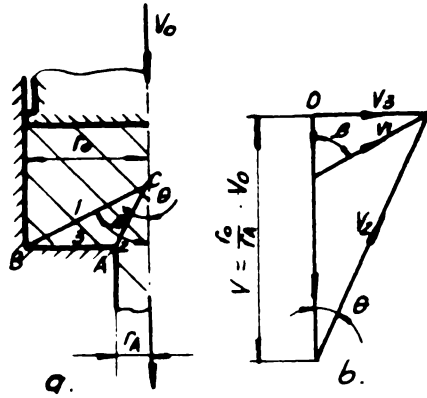


FIG. 20 Cîmpul cinematic al liniilor de alunecare a. și hodograful vitezelor de deplasare b. pentru extrudare directă prin matrită plană.

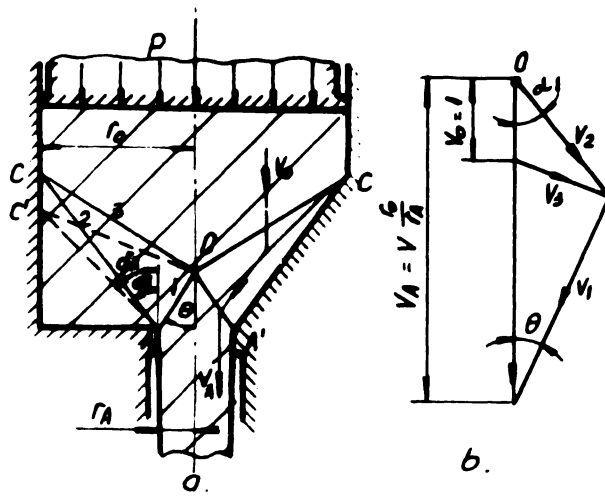


FIG. 21 Cîmpul cinematic al liniilor de alunecare a. și hodograful vitezelor de deplasare b. la extrudare directă.

plastică a extrudării inverse se apropie de zona plastică a extrudării directe și se ajunge la un caz limită când aceste zone vin în contact.

În domeniul în care cele două zone plastice sînt suprapuse nu se mai poate folosi metoda liniilor de alunecare deoarece prezintă erori mari.

III.1.2. Analiza extrudării combinate prin cîmpurile liniilor de alunecare posibile cinematic.

În analiza extrudării combinate prin cîmpurile liniilor de alunecare posibile cinematic am pornit de la aceleași considerente și anume că frecarea exterioară este nulă și deformația este plană.

Am analizat procesul din momentul apariției regimului stabilizat (staționar) prin desfășurarea extrudării directe și inverse în zone plastice distincte și pînă în momentul când aceste zone se întîlnesc.

În cazul extrudării prin matriță plană în porțiunea extrudării directe zona plastică este delimitată de triunghiul ABC (fig.20) determinat de parametrul $\sqrt{R} = \frac{r_0}{r_A}$ și unghiul θ .

Comparînd valoarea forțelor exterioare și interioare se poate determina valoarea maximă a forței specifice de extrudare care corespunde cu începutul stadiului nestabil :

$$P_{Amax} = \frac{K'_{fk}}{2} (BC \cdot v_1 + AC \cdot v_3) = \frac{K'_{fk}}{2} (\sqrt{R} + 1) \left[\frac{1 + \sqrt{R} \operatorname{tg}^2 \theta}{\sqrt{R} \operatorname{tg} \theta} \right] \quad (3.1.15)$$

Egalînd derivata ecuației (3.1.15) cu zero, se obține valoarea unghiului θ corespunzătoare forței specifice minime la extrudarea directă :

$$\operatorname{tg} \theta_{min} = \frac{1}{\sqrt{\sqrt{R}}} \quad (3.1.16)$$

Introducînd valoarea lui $\operatorname{tg} \theta$ în relația (3.1.15) se obține valoarea minimă a forței specifice la extrudarea directă prin matriță plană, neglijînd frecarea exterioară

$$P_{Amin} = K'_{fk} \cdot \frac{\sqrt{R} + 1}{\sqrt{\sqrt{R}}} \quad (3.1.17)$$

Comparînd valorile forței specifice determinate cu relațiile (3.1.1) și (3.1.17) au apărut diferențe mari. Astfel pentru $R=2$ s-au obținut diferențe pînă la 30% ca în intervalul $2 < R < 9$ diferența să scadă sub 10% și pentru $R > 10$ se constată din nou o creștere.

În fig.21 am prezentat cîmpul liniilor de alunecare cinematic posibile și hodograful vitezelor pentru extrudare directă prin matriță conică.

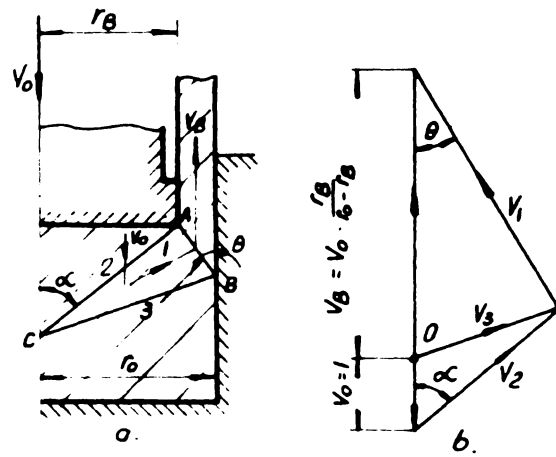


FIG. 22 Cimpul cinematic al liniilor de alunecare a. si hodograful vitezelor de deplasare b. la extrudare inversă.

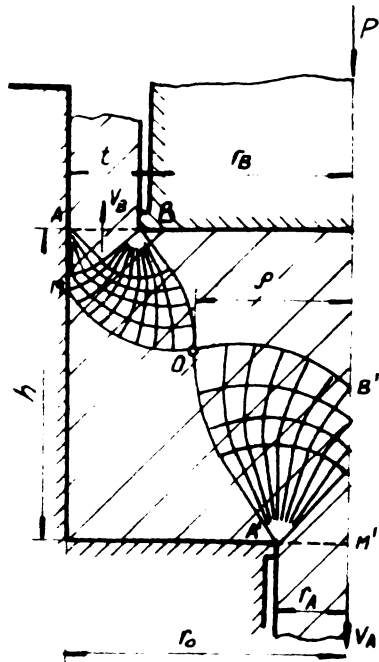


FIG. 23 Cimpul cinematic al liniilor de alunecare la extrudare combinată prin matrită plană în momentul întâlnirii celor două zone plastice.

Zona plastică AOC este determinată prin parametri $\sqrt{R} = \frac{r_0}{r_A}$ și unghiurile θ și α .

Considerind că pe suprafețele interioare $Z = \frac{K'fk}{2}$ și pe suprafața conică a matriței $Z_M = \mu_M \cdot \frac{K'fk}{2}$, valoarea forței specifice la extrudare prin matriță conică după schema din fig.21 este :

$$P_A = \frac{K'fk}{2} \left[A'O \cdot v_1 + C'O \cdot v_3 + A'C' \cdot 2\mu_M \cdot v_2 \right] \quad (3.1.18)$$

unde μ_M este coeficientul de frecare pe suprafața conică a matriței A'C'.

Prin variația unghiurilor θ și α , se poate determina valoarea minimă a forței specifice.

Extrudarea inversă am analizat-o în aceleași condiții, ale deformării plane și a frecării exterioare nule. Folosind cele prezentate în fig.22 valoarea forței specifice la extrudarea inversă se determină din egalitatea :

$$P_B = \frac{K'fk}{2} (AB \cdot v_1 + BC \cdot v_3) \quad (3.1.19)$$

sau

$$P_B = \frac{K'fk}{2} \cdot \frac{r_0}{r_B} \left(\frac{1}{\sin\theta \cdot \cos\theta} + \frac{1}{\sin\alpha \cdot \cos\alpha} \right) \quad (3.1.20)$$

Ecuția (3.1.20) prezintă o valoare minimă când

$$\operatorname{tg} \theta_{\min} = \sqrt{\frac{\sqrt{R_B} - 1}{\sqrt{R_B}}} \quad (3.1.21)$$

unde $\left(R_B = \sqrt{\frac{r_0}{r_B}} \right)$

După introducerea relației (3.1.21) în (3.1.20) rezultă:

$$P_B = \frac{K'fk}{2} (2\sqrt{R_B} - 1) \sqrt{\frac{\sqrt{R_B}}{\sqrt{R_B} - 1}} \quad (3.1.22)$$

În domeniul $1,1 \leq \sqrt{R_B} \leq 10$ diferențele între valoarea forței specifice p_B la extrudare inversă calculate în regim static și dinamic sînt sub 12 %.

Relațiile matematice stabilite prin metoda liniilor de alunecare pentru determinarea forțelor specifice oferă posibilitatea obținerii unor valori orientative cu diferențe sensibile față de valorile reale aceasta din cauza premiselor simplificatoare pe care le folosește această metodă. Abaterile cresc din momentul cînd cele două domenii de deformare ajung la joncțiune așa cum se poate vedea în fig.23.

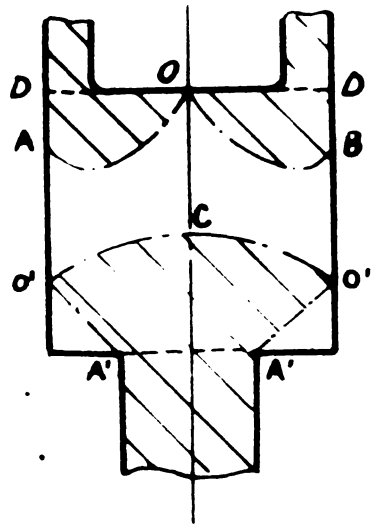


Fig. 24 Zonele plastice la extrudare combinată
determinate prin metoda liniilor de alunecare.

In schimb această metodă permite stabilirea zonelor plastice ale extrudării directe și inverse atât în regim stabil (staționar) cât și în domeniul de început al fazei finale instabile.

Pe baza câmpurilor liniilor de alunecare am stabilit că în timpul extrudării combinate în regim stabil pot exista 3 zone așa cum le-am prezentat în fig.24 :

- zona plastică a extrudării inverse cuprinsă între linia A O B și D D.
- zona plastică a extrudării directe între liniile A'A', A'O', O'C O' și O'A'.
- zona rigidă care nu participă în procesul de deformare.

Pe parcursul deplasării poansonului zona rigidă se reduce în înălțime și se ajunge la joncțiunea celor două zone plastice.

Zona rigidă nu apare decât atunci când $l_0/d_0 > 1,3$; l_0 este lungimea inițială a semifabricatului, d_0 - diametrul inițial al semifabricatului.

Regimul stabil continuă pînă cînd înălțimea zonei plastice ajunge la o valoare critică :

$$h_0 = l_s = r_0 \left(0,6 + 0,25 \frac{F_A}{F_0} \right) \quad (3.1.23)$$

III.2. Metoda limitei superioare.

Teoria liniilor de alunecare așa cum am arătat recurge la o descriere simplificată a condițiilor de deformare și din această cauză nu pot fi apreciate decât incomplet procesele care apar și nici nu se poate cunoaște suficient de exact cât de mari sînt abaterile rezultatelor față de forțele specifice reale.

Una din metodele care pune la baza calculului forței, stări de mișcare care să descrie mai bine curgerea materialului este metoda limitei superioare care permite rezultate mai precise cu privire la capacitatea de deformare care pot fi utilizate în mod avantajos pentru îmbunătățirea metodelor calitative.

Prin metoda limitei superioare se pot stabili teoretic date care duc la soluții cu ajutorul cărora se poate ști dacă forțele calculate sînt mai mari sau mai mici față de cele care apar în realitate.

Pentru aplicarea metodei limitei superioare am luat de bază următoarele premise ale materialului plastic rigid: La toate repartițiile de viteză, care sînt permise din punct de vedere cinematic, adică la acelea care satisfac condițiile limită pentru viteze și condiția constantei volumului, câmpul real de viteză determină

./.

307.131 12 : A

cea mai mică valoare pentru puterea interioară însumată în zona de deformare.

La toate repartițiile de tensiuni, care sînt permise din punct de vedere static, adică la condițiile de echilibru care satisfac condițiile limită pentru tensiuni precum și condiția de curgere, câmpul real de tensiuni oferă valoarea cea mai mare pentru puterea exterioară însumată pe suprafața superioară a zonei de deformare.

In acest caz materialul trebuie să se găsească în stare de curgere plastică în întreaga zonă de deformare.

In general, la procesele de deformare direcția și punctul de aplicare al rezultantei forțelor exterioare sînt cunoscute. Valoarea acestei rezultante se obține la o putere interioară dată, din condiția că puterea interioară să fie egală cu puterea aplicată de forțele exterioare.

Dacă notăm cu v_w viteza sculei și odată cu această viteza punctului de aplicare al forțelor exterioare, atunci, deoarece rezultanta P a forțelor exterioare acționează cel mai adesea în direcția mișcării sculei, este valabilă pentru puterea exterioară următoarea relație :

$$L_a = v_w P \quad (3.2.1)$$

Dacă puterea interioară este notată cu L_i , atunci se obține din relația :

$$L_i = L_a \quad (3.2.2.)$$

valoarea forței exterioare :

$$P = \frac{L_i}{v_w} \quad (3.2.3)$$

Dintr-un câmp de viteze admis și posibil se obține puterea interioară \bar{L}_i , care este mai mare decît puterea reală L_i sau cel puțin la fel de mare:

$$\bar{L}_i \geq L_i \quad (3.2.4)$$

Dacă se calculează forța \bar{P} în mod analog cu formula (3.2.3), se obține :

$$\bar{P} = \frac{\bar{L}_i}{v_w} = \frac{L_i}{v_w} = P \quad (3.2.5)$$

Odată cu aceasta rezultă din prima premisă extremă o limită superioară pentru forța de deformare.

./.

INSTITUTUL	DATA
Volumele Nr.	
Dulap	LA

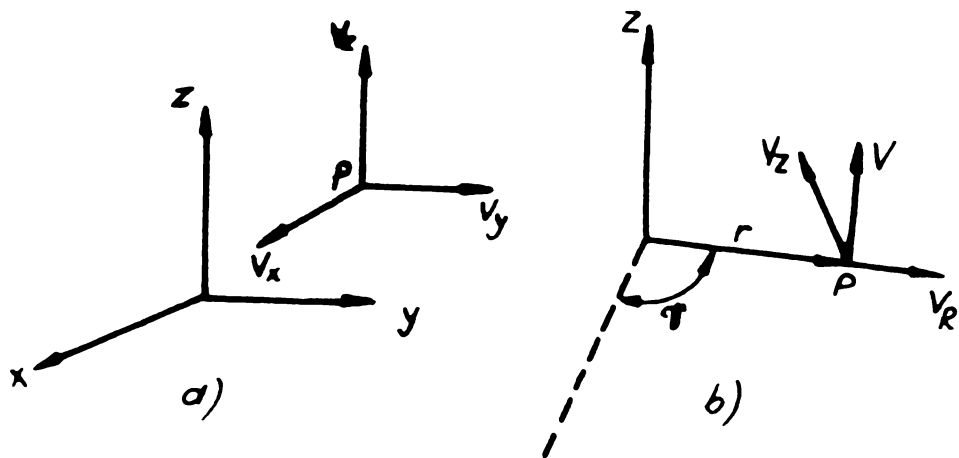


Fig. 25 Componentele vectorului viteză în punctul P
 a - în sistem de coordonate carteziene
 b - în sistem de coordonate cilindrice.

Dintr-un câmp de tensiuni admis și permis, se obține după premisa a doua de limită o valoare \bar{L}_a pentru puterea exterioară, care este mai mică decât puterea reală sau cel mult egală. În felul acesta se poate determina o forță de deformare \bar{P} , exprimată prin relația:

$$\bar{P} = \frac{\bar{L}_a}{V_w} \leq \frac{L_a}{V_w} = P \quad (3.2.6)$$

Se obține astfel limita inferioară pentru forță. În cercetările efectuate am preferat determinarea limitei superioare deoarece este mai important pentru dimensionarea sculelor și a preseii, să se cunoască o valoare aproximativă pentru forța de extrudare care nu va fi depășită în mod sigur de forțele care apar. În afară de aceasta, determinarea limitei superioare este mai ușoară și se execută cu o mai bună aproximație față de condițiile reale deoarece câmpurile permise de viteză sînt supuse unor condiții mai simple și sînt mai ușor de prevăzut în ceea ce privește aspectul lor calitativ decât câmpurile permise de tensiuni.

Puterea interioară care rezultă din câmpurile de viteză admise este formată din trei componente :

a) Puterea pură de deformare \bar{L}_U este partea de putere care este necesară pentru modificarea formei materialului. Se poate calcula din relația :

$$\bar{L}_U = \frac{\sqrt{2K_f}}{\sqrt{3}} \int_V \sqrt{\dot{\epsilon}_{11}^2 + \dot{\epsilon}_{22}^2 + \dot{\epsilon}_{33}^2 + 2(\dot{\epsilon}_{12}^2 + \dot{\epsilon}_{13}^2 + \dot{\epsilon}_{23}^2)} \cdot dV \quad (3.2.7)$$

În care caz vitezele de modificare a formei $\dot{\epsilon}_{11}$, $\dot{\epsilon}_{12}$, etc. se obțin din câmpul de viteze, cu formulele indicate mai jos și valabile pentru un sistem de coordonate carteziane (fig.25), unde V_x , V_y , V_z sînt componentele vectorului viteză în acest sistem de coordonate.

$$\begin{aligned} \dot{\epsilon}_{11} &= \frac{\partial V_x}{\partial x} & \dot{\epsilon}_{12} &= \frac{1}{2} \left(\frac{\partial V_x}{\partial y} + \frac{\partial V_y}{\partial x} \right) \\ \dot{\epsilon}_{22} &= \frac{\partial V_y}{\partial y} & \dot{\epsilon}_{13} &= \frac{1}{2} \left(\frac{\partial V_x}{\partial z} + \frac{\partial V_z}{\partial x} \right) \\ \dot{\epsilon}_{33} &= \frac{\partial V_z}{\partial z} & \dot{\epsilon}_{23} &= \frac{1}{2} \left(\frac{\partial V_y}{\partial z} + \frac{\partial V_z}{\partial y} \right) \end{aligned} \quad (3.2.8)$$

În cazul analizei procesului de deformare în coordonate cilindrice (fig.25b) care sînt cele mai favorabile pentru prelucrarea proceselor simetrice prin rotație, se pot folosi relațiile :

./.

$$\varepsilon_{11}^{\cdot} = \frac{\partial V_r}{\partial r} \quad \varepsilon_{12}^{\cdot} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial V_{\theta}}{\partial r} - \frac{V_{\theta}}{r} + \frac{1}{r} \cdot \frac{\partial V_r}{\partial \theta} \right)$$

$$\varepsilon_{22}^{\cdot} = \frac{1}{r} \cdot \frac{\partial V_{\theta}}{\partial \theta} + \frac{V_r}{r} \quad \varepsilon_{13}^{\cdot} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial V_r}{\partial z} + \frac{\partial V_z}{\partial r} \right) \quad (3.2.9)$$

$$\varepsilon_{33}^{\cdot} = \frac{\partial V_z}{\partial z} \quad \varepsilon_{23}^{\cdot} = \frac{1}{2} \left(\frac{1}{r} \cdot \frac{\partial V_z}{\partial \theta} + \frac{\partial V_{\theta}}{\partial z} \right)$$

Integrarea prevăzută de formula (3.2.7) se va extinde pe întreg volumul V al zonei de deformare.

b) Puterea de frecare \bar{L}_R ține seama de pierderile de energie, care apar prin frecare dintre sculă și piesă. Aceasta se determină cu relația :

$$\bar{L}_R = \int_{F_R} \tau_R \cdot v_{rel} \, dF_R \quad (3.2.10)$$

În această relație v_{rel} este viteza relativă a particulelor de material care ating scula pe suprafața F_R iar τ_R este tensiunea de forfecare care acționează pe această suprafață de contact, dependentă de condițiile de frecare.

Tensiunea de frecare τ_R prezintă un factor de eroare în calcul, deoarece pentru determinarea exactă a valorii sale este necesară cunoașterea valorii forței de frecare și a forței de presare dintre sculă și piesă. Deoarece aceste valori nu pot fi determinate decât foarte aproximativ, la calculul proceselor, în care trebuie să se consume o mare parte din forța exterioară pentru învingerea rezistențelor prin frecare, rezultă o dependență strinsă a rezultatelor de ipotezele adoptate cu privire la frecare.

Dacă se admite pentru τ_R cea mai mare tensiune de forfecare pe care o poate suporta materialul, se poate scrie :

$$\tau_R = \frac{K_f}{\sqrt{3}} \quad (\text{condiția de curgere a lui Mises})$$

În acest mod există siguranța că limita superioară calculată este mai mare decât forța reală. În general însă, cu aceste valori aproximative ne îndepărtăm destul de mult de condițiile reale.

c) La alcătuirea cimpurilor de viteză permise este necesar să se împartă cimpul considerat în domenii separate, în care sînt valabile date diferite. Ca urmare a condiției volumului constant trebuie ca, la trecerea de la un domeniu la altul, componentele vitezei să fie perpendiculare pe limitele domeniului (condiție de continuitate), în timp ce materialul trebuie să aibă, paralel cu limitele, diferite viteze. În felul acesta materialul se foarfecă de-a lungul suprafeței de

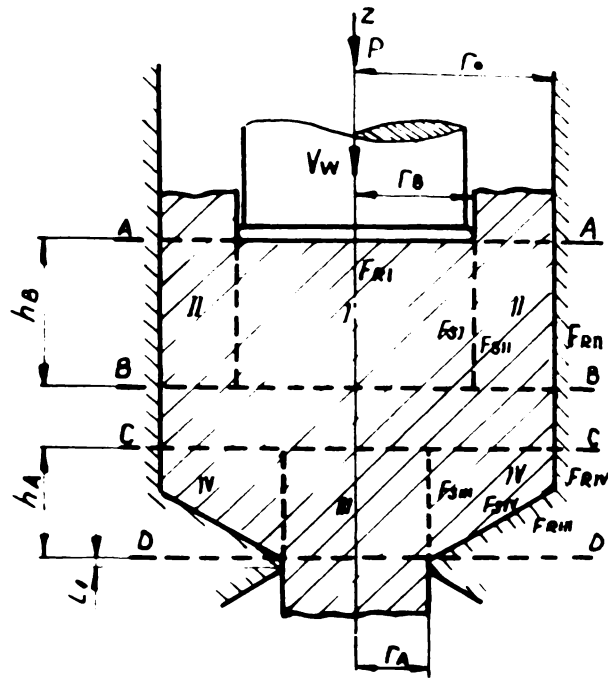


Fig. 26 Impărțirea zonelor de deformare la extrudarea combinată $l_1/d_0 \leq 1$

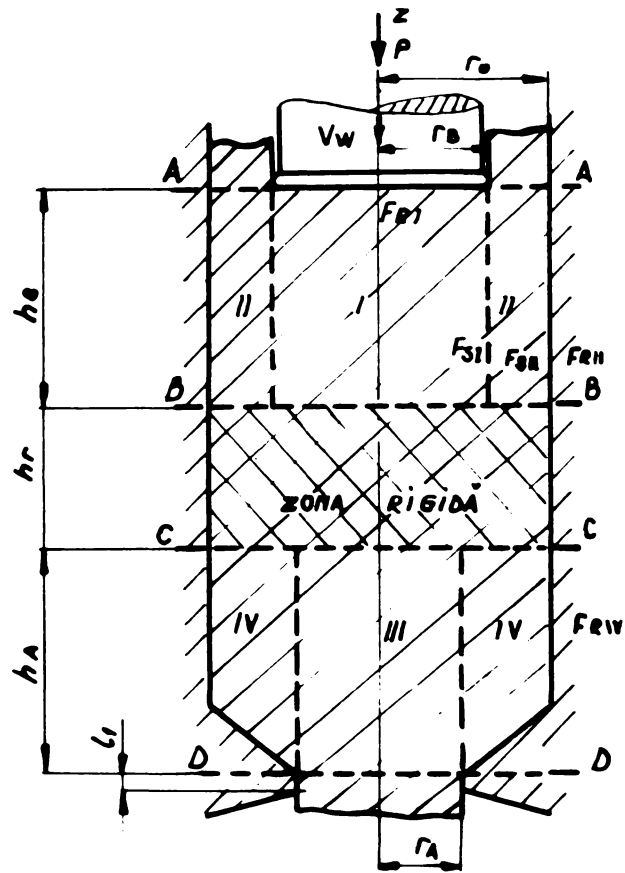


Fig. 27 Impărțirea zonelor de deformare la extrudarea combinată $l_1/d_0 \geq 1$

separație F_B . Această forfecare produce o valoare \bar{L}_S a puterii interioare care se calculează cu relația :

$$\bar{L}_S = \int_{F_S} |\tau_{max} v_{rel}| dF_S \quad (3.2.11)$$

unde v_{rel} este viteza relativă a particulelor de material de ambele părți ale suprafeței F_B , una față de cealaltă iar τ_{max} reprezintă tensiunea de forfecare maximă care poate fi suportată de material, care rezultă, de exemplu, din condiția de curgere a lui Mises:

$$\tau_{max} = \frac{K_f}{\sqrt{3}}$$

Aceste discontinuități ale repartiției vitezei pot fi considerate drept caz limită al câmpurilor finale cu modificări mari de viteză, care sînt concentrate pe suprafețele F_B .

Puterea interioară rezultă că este suma celor trei puteri componente :

$$\bar{L}_i = \bar{L}_U + \bar{L}_R + \bar{L}_S \quad (3.2.12)$$

Pe baza acestor considerente am analizat prin metoda limitei superioare forțele care apar în procesul de extrudare combinată în regim staționar (stabil).

Folosind rezultatele obținute prin metoda câmpurilor liniilor de alunecare am admis existența a două domenii de deformare în care materialul curge plastic sub acțiunea forței aplicată pe poanson (fig.26).

În anumite condiții între aceste domenii apareo zonă rigidă așa cum se prezintă în fig.27 determinată de secțiunile B-B și C-C.

Primul domeniu plastic este cel în care se produce extrudarea inversă și este format din zona cilindrică I cu raza r_B și zona inelară // .

Deasupra secțiunii A-A materialul este considerat rigid. Înălțimea h_B a domeniului plastic de început al extrudării inverse poate fi determinat prin relația :

$$h_B = r_0 \left(0,48 + \frac{0,25}{R_B} \right) \text{ stabilită prin metoda liniilor}$$

de alunecare.

Al doilea domeniu plastic este al extrudării directe și am considerat că deformarea are loc numai între secțiunile B-B și D-D (fig.26) sau între secțiunile C-C și D-D (fig.27).

Înălțimea h_A a domeniului plastic de început al extrudării directe în regim stabil rezultă din relația de mai jos determinată prin metoda liniilor de alunecare :

$$h_A = r_0 \left(1,35 + \frac{0,25}{R_A} \right)$$

III.2.1. Analiza forțelor în domeniul extrudării inverse.

Pentru viteza în direcția Z în zona I sînt valabile următoarele condiții limită :

$$v_{ZI} = 0 \text{ pentru } z = 0$$

$$v_{ZI} = -v_w \text{ pentru } z = h_B$$

Cea mai simplă formulare a ecuației care satisface aceste condiții este :

$$V_{ZI} = -\frac{V_w}{h_B} \cdot z \quad (3.2.13)$$

Pentru mișcarea materialului în direcția z este valabilă condiția :

$$v_{ZI} = 0 \text{ pentru } v = 0$$

Cu relația

$$V_{rI} = \frac{1}{2} \frac{V_w}{h_B} \cdot r \quad (3.2.13a)$$

pentru viteza radială, câmpul de viteză este admisibil din punct de vedere cinematic în domeniul I, deoarece satisface condițiile limită precum și formula continuității care pentru procese cu simetrie de rotație are forma :

$$\dot{\epsilon}_{11} + \dot{\epsilon}_{22} + \dot{\epsilon}_{33} = \frac{\partial V_r}{\partial r} + \frac{V_r}{r} + \frac{\partial V_z}{\partial z} = 0 \quad (3.2.14)$$

Pentru coordonate rectangulare carteziene după fig.25a formula de continuitate este :

$$\dot{\epsilon}_{11} + \dot{\epsilon}_{22} + \dot{\epsilon}_{33} = \frac{\partial V_x}{\partial x} + \frac{\partial V_y}{\partial y} + \frac{\partial V_z}{\partial z} = 0$$

În zona II trebuie să se considere viteza în direcția Z ca funcție liniară de coordonata Z.

Cu condițiile limită :

$$V_{ZII} = 0 \text{ pentru } z = 0$$

$$V_{ZII} = \text{const. pentru } z = h_B$$

se obține

$$V_{ZII} = A \cdot Z,$$

în care A este o constantă încă nedeterminată.

Relația de continuitate (3.2.14) devine odată cu aceasta:

$$\frac{1}{r} \frac{\partial (V_r \cdot r)}{\partial r} = -\frac{\partial V_z}{\partial z} = -A$$

Dacă se integrează rezultă cu constanta de integrare B :

$$r \cdot V_{rII} = -\frac{A \cdot r^2}{2} + B$$

$$V_{rII} = -\frac{A \cdot r}{2} + \frac{B}{r}$$

cu condițiile :

$$V_{rII} = 0 \text{ pentru } r = r_0$$

$$V_{rII} = V_{rI} \text{ pentru } r = r_B$$

constantele A și B vor fi :

$$A = \frac{V_w}{h_B} \cdot \frac{r_B^2}{r_0^2 - r_B^2} \quad , \quad B = \frac{V_w}{2h_B} \cdot \frac{r_B^2 \cdot r_0^2}{r_0^2 - r_B^2}$$

și odată cu aceasta

$$V_{rII} = \frac{V_w}{2h_B} \cdot \frac{r_B^2}{r_0^2 - r_B^2} \left(\frac{r_0^2}{r} - r \right)$$

(3.2.15)

$$V_{zII} = \frac{V_w}{h_B} \cdot \frac{r_B^2}{r_0^2 - r_B^2} \cdot z$$

Introducînd vitezele de modificare a formei determinate prin relația (3.2.9) în relația (3.2.7) se obține puterea de deformare în zona I :

$$\bar{L}_{UI} = \frac{\sqrt{2}K_f}{\sqrt{3}} \int_0^{2\pi} \int_0^{h_B} \int_0^{r_B} \frac{V_w}{h_B} \cdot \frac{\sqrt{3}}{\sqrt{2}} \cdot r \, dr \, dz \cdot d\vartheta =$$

$$= K_{fB} \cdot \pi \cdot V_w \cdot r_B^2 \text{ deoarece } dV = dr \cdot dz \cdot d\vartheta$$

Pentru zona II rezultă :

$$L_{UII} = \frac{\sqrt{2}}{\sqrt{3}} \pi \cdot V_w \cdot K_{fB} \cdot \frac{r_B^2}{r_0^2 - r_B^2} \int_{r_B}^{r_0} r \sqrt{\frac{2r_0^4}{r^4} + 6} dr$$

$$L_{UII} = \frac{1}{\sqrt{3}} \pi \cdot V_w \cdot K_{fB} \cdot \frac{r_B^2}{r_0^2 - r_B^2} \left[r_0^2 (2 - \ln \sqrt{3}) - r_B^2 \left(\sqrt{\frac{r_0^4}{r_B^4} + 3} - \ln \frac{\frac{r_0^2}{r_B^2} + \sqrt{\frac{r_0^4}{r_B^4} + 3}}{\sqrt{3}} \right) \right]$$

Frecarea apare la suprafețele F_{RI} sub poanson și la F_{RII} al zonei II pe suprafața laterală a matriței.

Vitezele relative care apar pe aceste suprafețe între sculă și piesă sînt pentru :

$$F_{RI} : \quad V_{relI} = \frac{1}{2} \cdot \frac{V_w}{h_B} \cdot r$$

$$F_{RII} : \quad V_{relII} = \frac{V_w}{h_B} \cdot \frac{r_B^2}{r_0^2 - r_B^2} \cdot z$$

Dacă se admite pentru tensiunea de forfecare prin frecare formula frecării :

$$\tau_R = \mu \cdot K_{fB}$$

cu coeficientul de frecare μ , atunci rezultă puterea de frecare pe suprafața F_{RI} ca fiind egală cu

$$\begin{aligned} \bar{L}_{RI} &= \mu \cdot K_{fB} \cdot \int_{F_{RI}} \frac{V_w}{2h_B} \cdot r dF_{RI} = \mu \cdot K_{fB} \cdot \frac{V_w}{2h_B} \int_0^{2\pi} \int_0^{r_B} r^2 dr \cdot d\alpha = \\ &= \mu \frac{K_{fB} \cdot V_w \cdot \pi r_B^3}{3h_B} \end{aligned}$$

deoarece $dF = d_r \cdot r \cdot d\alpha$

In mod corespunzător este valabilă relația :

$$\bar{L}_{RII} = \mu \cdot K_{fB} \cdot V_w \cdot \pi \cdot h_B \cdot \frac{r_B^2 \cdot r_0}{r_0^2 - r_B^2}$$

Intreaga putere de frecare va fi :

$$\bar{L}_R = \bar{L}_{RI} + \bar{L}_{RII} \quad (3.2.16)$$

De-alungul suprafeței F_{SI} , care separă zona I de zona II și al suprafeței F_{SII} , dintre zona II și materialul considerat rigid, deasupra secțiunii A-A, apar discontinuități ale vitezelor paralele cu aceste suprafețe care trebuie să fie luate în considerație printr-o parte a puterii de forfecare \bar{L}_g după relația (3.2.11).

Viteza relativă a particulelor de material de ambele părți ale suprafețelor de discontinuitate rezultă din :

$$F_{SI} : \quad \left| V_{relSI} \right| = -V_{zI} \Big|_{r=r_B} + V_{zII} \Big|_{r=r_B}$$

$$= \frac{V_w}{h_B} \cdot \frac{r_0^2}{r_0^2 - r_B^2} \cdot z$$

$$F_{SII} : \quad \left| V_{relSII} \right| = V_{rII} \Big|_{z=h}$$

$$= \frac{V_w}{2h_B} \cdot \frac{r_B^2}{r_0^2 - r_B^2} \left(\frac{r_0^2}{r} - r \right)$$

Puterile de forfecare pe suprafețele F_I și F_{II} se obțin în felul următor :

$$\bar{L}_{SI} = \frac{K_{fB}}{\sqrt{3}} V_w \cdot \pi \cdot h_B \cdot \frac{r_0^2 \cdot r_B}{r_0^2 - r_B^2}$$

$$\bar{L}_{SII} = \frac{K_{fB} \cdot V_w \cdot \pi}{3\sqrt{3} h_B} \cdot \frac{r_B^2}{r_0 + r_B} (2r_0^2 - r_0 r_B - r_B^2)$$

Pentru întreaga putere de forfecare este valabilă relația:

$$\bar{L}_S = L_{SI} + L_{SII}$$

Limita superioară pentru forța poansonului ca urmare a acestei părți de putere este :

$$\bar{P}_B = \frac{L_{iB}}{w} = \frac{1}{V_w} (\bar{L}_{UI} + \bar{L}_{UII} + \bar{L}_R + \bar{L}_S) \quad (3.2.17)$$

III.2.2. Analiza forțelor în domeniul extrudării directe.

În domeniul extrudării directe puterea interioară L_{iA} este determinată de aceeași relație (3.2.12) :

$$\bar{L}_{iA} = \bar{L}_U + \bar{L}_R + \bar{L}_S$$

Dominiul în care materialul curge plastic sub influența forței aplicate pe poanson se găsește în zona cilindrică III și în zona conică IV de formă inelară.

Vitezele de modificare a formei în zona III se pot exprima prin relații similare cu cele din zona I :

$$V_{rIII} = \frac{1}{2} \cdot \frac{V_w}{h_A} \cdot r$$

$$V_{zIII} = - \frac{V_w}{h_A} \cdot z$$

În zona III cu vitezele de modificare a formei se obține prin relația (2.2.9) :

$$\bar{L}_{UIII} = K_{fA} \cdot \pi \cdot V_w \cdot r_A^2$$

Pentru zona IV rezultă :

$$\bar{L}_{UIV} = \frac{\sqrt{2}}{\sqrt{3}} \cdot \pi \cdot V_w \cdot K_{fA} \cdot \frac{r_A^2}{r_0^2 - r_A^2} \int_{r_A}^{r_0} r \sqrt{\frac{2r_0^4}{r^4} + 6} dr$$

$$L_{UIV} = \frac{1}{\sqrt{3}} \pi \cdot V_w \cdot K_{fA} \cdot \frac{r_A^2}{r_0^2 - r_A^2} \left[r_0^2 (2 - \ln \sqrt{3}) - r_A^2 \left(\sqrt{\frac{r_0^4}{r_A^4} + 3} - \ln \frac{\frac{r_0^2}{r_A^2} + \sqrt{\frac{r_0^4}{r_A^4} + 3}}{\sqrt{3}} \right) \right]$$

Frecarea se produce pe suprafața conică F_{RIII} și viteza relativă care apare între matriță și materialul care curge este pentru F_{RIII} :

$$V_{relIII} = \frac{V_w}{h} \cdot \frac{r_A^2}{r_0^2 - r_A^2} \cdot \frac{z}{\cos \alpha}$$

Puterea de frecare în această zonă va fi :

$$\bar{L}_{RIII} = \mu \cdot K_{fA} \cdot V_w \cdot \pi \frac{h_A}{\cos \alpha} \cdot \frac{r_A^2 \cdot r_0}{r_0^2 - r_A^2}$$

De-alungul suprafeței F_{SIII} care separă zona III de zona IV apar discontinuități ale vitezelor paralel cu aceste suprafețe care trebuie să fie luate de asemenea în considerație prin puterea de forfecare L_S după relația (3.2.11).

Viteza relativă a particulelor de material în zona III rezultă din :

$$F_{SIII} : \quad \left| V_{relSIII} \right| = - V_{zIII} \Big|_{r=r_A} + V_{zIV} \Big|_{r=r_A}$$

$$= \frac{V_w}{h_A} \cdot \frac{r_0^2}{r_0^2 - r_A^2} \cdot z$$

$$F_{SIV} : \quad \left| V_{relSIV} \right| = V_{rIV} \Big|_{z=h_A}$$

$$= \frac{V_w}{2h_A} \cdot \frac{r_A^2}{r_0^2 - r_A^2} \left(\frac{r_0^2}{r} - r \right)$$

Puterile de forfecare pe suprafețele F_{III} și F_{IV} se obțin astfel :

$$\bar{L}_{SIII} = \frac{K_{fA}}{\sqrt{3}} \cdot V_w \cdot \pi \cdot h_A \cdot \frac{r_o^2 \cdot r_B}{r_o^2 - r_A^2}$$

$$\bar{L}_{SIV} = \frac{K_{fA} \cdot V_w \cdot \pi}{3\sqrt{3} h_A} \cdot \frac{r_A^2}{r_o + r_A} (2r_o^2 - r_A \cdot r_o - r_A^2)$$

Limita superioară a forței pentru domeniul extrudării directe pe baza puterii care apare în acest domeniu este :

$$\bar{P}_A = \frac{L_{IA}}{V_w} = \frac{1}{V_w} (\bar{L}_{UMI} + \bar{L}_{UNV} + \bar{L}_R + \bar{L}_S) \quad (3.2.17a)$$

Introducînd în relația (3.2.17) și (3.2.17a) componentele puterii obținute prin relațiile prezentate anterior am stabilit ecuația forței pentru extrudarea inversă și directă.

$$\begin{aligned} P_B = & K_{fB} \cdot \pi r_B^2 + \frac{1}{\sqrt{3}} K_{fB} \frac{\pi r_B^2}{r_o^2 - r_B^2} \left[r_o^2 (2 - \ln \sqrt{3}) - r_B^2 \left(\sqrt{\frac{r_o^4}{r_B^4} + 3} - \ln \frac{\frac{r_o^2}{r_B^2} + \sqrt{\frac{r_o^4}{r_B^4} + 3}}{\sqrt{3}} \right) \right] + \\ & + \mu K_{fB} \cdot \frac{\pi r_B^3}{3h_B} + \mu K_{fB} \cdot \pi h_B \frac{r_B^2 \cdot r_o}{r_o^2 - r_B^2} + K_{fB} \frac{\pi}{\sqrt{3}} h_B \frac{r_o^2 \cdot r_B}{r_o^2 - r_B^2} + \frac{K_{fB} \cdot \pi}{3\sqrt{3} h_B} \cdot \frac{r_B^2}{r_o + r_B} (2r_o^2 - r_o r_B - r_B^2) \\ P_B = & K_{fB} \cdot \pi r_B^2 \left\{ 1 + \frac{1}{\sqrt{3} (r_o^2 - r_B^2)} \left[r_o^2 (2 - \ln \sqrt{3}) - r_B^2 \left(\sqrt{\frac{r_o^4}{r_B^4} + 3} - \ln \frac{\frac{r_o^2}{r_B^2} + \sqrt{\frac{r_o^4}{r_B^4} + 3}}{\sqrt{3}} \right) \right] + \right. \\ & \left. + \frac{\mu \cdot r_B}{3h_B} + \mu h_B \cdot \frac{r_o}{r_o^2 - r_B^2} + \frac{h_B}{\sqrt{3}} \cdot \frac{r_o^2}{r_B (r_o^2 - r_B)} + \frac{2r_o^2 - r_o \cdot r_B - r_B^2}{3\sqrt{3} h_B (r_o + r_B)} \right\} \quad (3.2.18) \end{aligned}$$

Analog am obținut relația forței pentru extrudare directă :

$$P_A = K_{fA} \cdot \pi r_A^2 \left\{ 1 + \frac{1}{\sqrt{3}(r_0^2 - r_A^2)} \left[r_0^2 (2 - \ln \sqrt{3}) - r_A^2 \left(\sqrt{\frac{r_0^4}{r_A^4} + 3} - \ln \frac{\frac{r_0^2}{r_A^2} + \sqrt{\frac{r_0^4}{r_A^4} + 3}}{\sqrt{3}} \right) \right] + \right. \\ \left. + \mu \frac{h_A}{\cos \alpha} \cdot \frac{r_0}{r_0^2 - r_A^2} + \frac{h_A}{\sqrt{3}} \cdot \frac{r_0^2}{r_A(r_0^2 - r_A^2)} + \frac{2r_0^2 - r_0 r_A - r_A^2}{3\sqrt{3} h_A (r_0 + r_A)} \right\}$$

(3.2.19)

În relația (3.2.19) nu am cuprins și forța de frecare la ieșirea materialului prin secțiunea D-D deoarece are valoare foarte mică. Această forță se poate determina cu ajutorul legii frecării lui Coulomb :

$$\sigma_R = \mu \cdot K_f$$

Forța de frecare P_{RA} va fi :

$$P_{RA} = \mu \cdot K_f \cdot 2\pi r_0 \cdot l_1$$

Intrucât $\mu < 0,1$ și $l_1 < 2$ mm forța de frecare poate fi neglijată în comparație cu forța totală P_A .

Aplicând condiția minimului energiei de deformare la cazul extrudării combinate a rezultat că procesul de deformare va decurge în sensul regimului optim energetic.

Deci curgerea metalului va corespunde pentru lucru interior de deformare minim sau pentru forța minimă deoarece viteza v_w este aceeași atât pentru extrudare inversă cât și directă.

$$P_B = \frac{L_{iB}}{V_w} \quad P_A = \frac{L_{iA}}{V_w}$$

Pentru ca procesele de deformare să se producă simultan trebuie îndeplinită condiția :

$$L_{iB} \approx L_{iA} \quad (3.2.20)$$

sau

$$P_B \approx P_A \quad (3.2.21)$$

În cazul în care se neglijează forța de frecare pe suprafața conică, relațiile (3.2.18) și (3.2.19) devin analoage. Pentru a fi satisfăcută condiția (3.2.21) este necesar ca :

$$r_B \approx r_A \quad (3.2.22)$$

$$K_{fB} \approx K_{fA} \quad (3.2.23)$$

Condiției (3.2.23) îi corespunde pe baza curbei de curgere o altă condiție și anume :

$$R_B \approx R_A \quad (3.2.24)$$

Rezultă că trebuie să existe un domeniu de valori ale raportului $\frac{R_B}{R_A}$ în care poate să apară extrudarea simultană directă și inversă chiar dacă condiția (3.2.22) nu este satisfăcută.

Prin experimentări am determinat valorile limită ale acestui domeniu și anume :

$$0,5 < \frac{R_B}{R_A} < 1,1 \quad (3.2.25)$$

În cazurile în care $\frac{R_B}{R_A} < 0,8$ extrudarea directă este întârziată. Această întârziere este condiționată și de valoarea înălțimii zonei rigide h_r . Cu cât înălțimea h_r este mai mare cu atât mai târziu va apare curgerea materialului prin extrudare directă. Înălțimea zonei rigide h_r , am stabilit pe cale experimentală, că este funcție de valoarea raportului l_0/d_0 în care l_0 este lungimea inițială iar d_0 este diametrul inițial al semifabricatului.

Forța totală a extrudării combinate P_c calculată cu una din relațiile (3.2.18) sau (3.2.19) prezintă valori diferite față de valorile reale.

Cu oarecare aproximație s-au putut stabili anumite domenii de valabilitate.

Astfel pentru $R_B < 0,8 R_A$ valorile cele mai apropiate

oferă relația (3.2.18). Există un domeniu unde pot fi folosite ambele relații și anume $0,8 R_A < R_B < 1 R_A$. Când $R_B > 1,2 R_A$ relația (3.2.18) dă diferențe mari, valori mai apropiate de cele reale oferă relația (3.2.19).

Aceste relații sînt valabile numai în regim staționar. Când domeniile de deformare încep să se suprapună forța crește sensibil pînă cînd se ajunge la regimul nestabil determinat de condiția :

$$h_A < r_0 \left(0,48 + \frac{0,25}{R_A} \right)$$

Cînd h_A este sub această valoare forța de extrudare crește foarte mult.

Cele două relații de calcul ale forțelor obținute prin metoda limitei superioare au un caracter aproximativ și aceasta se explică prin faptul că în analiza acestor procese am adoptat unele soluții care nu pot cuprinde complet condițiile reale.

Astfel procesul de deformare nu este perfect omogen și deci rezistența la deformare k_f nu corespunde exact cu cea determinată din curba de curgere pentru un anumit raport de deformare R .

Raportul de deformare în secțiunea conică unde se găsește focarul de deformare pentru extrudarea directă nu este uniform.

Cele două procese de deformare către stadiul final încep să se suprapună și în acest caz problema ecruisării se complică mai mult.

Curgerea materialului se produce în mai multe sensuri și ecruisarea devine neuniformă urmare interacțiunii dislocațiilor, unde se suprapun fenomene de creșteri de densitate a dislocațiilor cu fenomene de scădere a densității.

Forțele de frecare nu sînt constante din cauza variației coeficientului de frecare μ este funcție de fenomenele de interacțiune ale suprafețelor în contact și a variației presiunii de contact și din cauză că suprafețele de frecare variază ^{cînd} poansonul se deplasează.

Din aceste cauze forțele de extrudare calculate prezintă diferențe față de valorile reale măsurate între 15...25%.

Din experimentări a mai rezultat că forța de extrudare P_B calculată cu relația (3.2.18) este mai mică decît forța pentru extrudare inversă simplă.

Această diferență se datorește faptului că la extrudarea inversă simplă apar forțe de frecare în plus așa cum rezultă din fig.

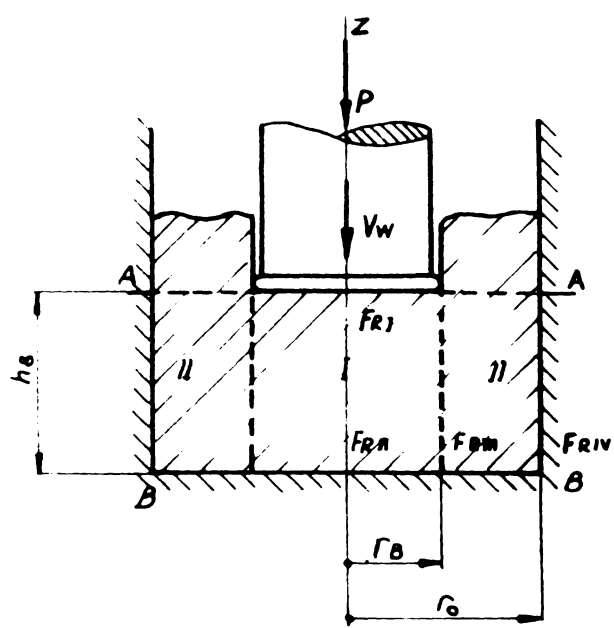


Fig.28 Impărțirea zonelor de deformare la extrudarea inversă.

In acest caz vitezele relative care apar pe suprafețele suplimentare sînt :

$$F_{RIII} : V_{relII} = \frac{1}{2} \frac{V_w}{h_B} \cdot r$$

$$F_{RIII} : V_{rel} = \frac{V_w}{2h_B} \cdot \frac{r_B^2}{r_0^2 - r_B^2} \left(\frac{r_0^2}{r} - r \right)$$

Puterile de frecare :

$$\bar{L}_{RIII} = \mu \frac{K_{fB} \cdot V_w \cdot \pi r_B^2}{3h_B} \cdot r_B$$

$$\bar{L}_{RIII} = \mu \frac{K_{fB} \cdot V_w \cdot \pi}{3h_B} \cdot \frac{r_B^2}{r_0 + r_B} (2r_0^2 - r_B r_0 - r_B^2)$$

Deci la extrudarea inversă simplă apare suplimentar lucrul de frecare :

$$\bar{L}'_R = \bar{L}_{R0} + \bar{L}_{RIII} \quad (3.2.24)$$

unde

$$\bar{L}'_R = \frac{\mu K_{fB} \cdot V_w \cdot \pi r_B^2 \cdot r_B}{3h_B} + \mu \frac{K_{fB} \cdot V_w \cdot \pi}{3h_B} \cdot \frac{r_B^2}{r_0 + r_B} (2r_0^2 - r_B r_0 - r_B^2)$$

$$\bar{L}'_R = \mu \frac{K_{fB} \cdot V_w \cdot \pi \cdot r_B^2}{3h_B} \left[r_B + \frac{r_B^2}{r_0 + r_B} (2r_0^2 - r_B r_0 - r_B^2) \right] \quad (3.2.25)$$

Forța de frecare suplimentară P'_R rezultă din relația (3.2.25):

$$P'_r = \mu \frac{K_{fB} \cdot \pi \cdot r_B^2}{3h_B} \left[r_B + \frac{r_B^2}{r_0 + r_B} (2r_0^2 - r_B r_0 - r_B^2) \right] \quad (3.2.26)$$

CAPITOLUL IV.

Metoda bilanțului forțelor

IV. Metoda bilanțului forțelor.

Metodele liniilor de alunecare și a limitei superioare au permis obținerea unor concluzii orientative asupra procesului de deformare și a forțelor care apar în extrudarea combinată.

Pentru stabilirea unor relații de calcul ale forțelor care să cuprindă întreg procesul din cele două focare de deformare și care să reflecte condițiile reale am căutat să folosesc metoda bilanțului forțelor.

Am considerat că extrudarea are loc la o stare de tensiune de compresiune neuniformă în toate direcțiile prin care materialul primește o capacitate mare de deformare.

Procesul de deformare se produce în domeniul extrudării directe format din zonele I și II și în domeniul extrudării inverse al zonelor IV și V așa cum se prezintă în fig.29. Între cele două doemii am admis că la începutul stadiului staționar se găsește o zonă rigidă care se reduce pe măsură ce poansonul se deplasează.

IV.1. Forțele specifice în domeniul extrudării directe.

IV.1.1. Zona I - orificiul cilindric de ieșire al materialului din matriță.

Materialul care curge prin secțiunea cilindrică a matriței nu se mai deformează.

Deoarece la deformarea plastică există totdeauna și o deformare elastică, în zona I materialul se află într-o stare de tensiune de compresiune elastică.

De aici rezultă că, tensiunea radială absolută maximă la peretele matriței σ_r , nu poate să depășească rezistența la deformare k_{f1} .

În realitate, această tensiune va fi mai mică deoarece matrița nu este rigidă și din această cauză însăși matrița se deformează elastic.

În calcul am luat valoarea absolută maximă posibilă a tensiunii radiale $|\sigma_r|$:

$$|\sigma_r| = k_{f1} \quad (4.1.1)$$

În sens invers deplasării materialului acționează frecarea de contact. Forța de frecare va fi :

$$P_f = \mu_1 |\sigma_r| \pi \cdot d_A \cdot L = \mu_1 \cdot k_{f1} \cdot \pi \cdot d_A \cdot L$$

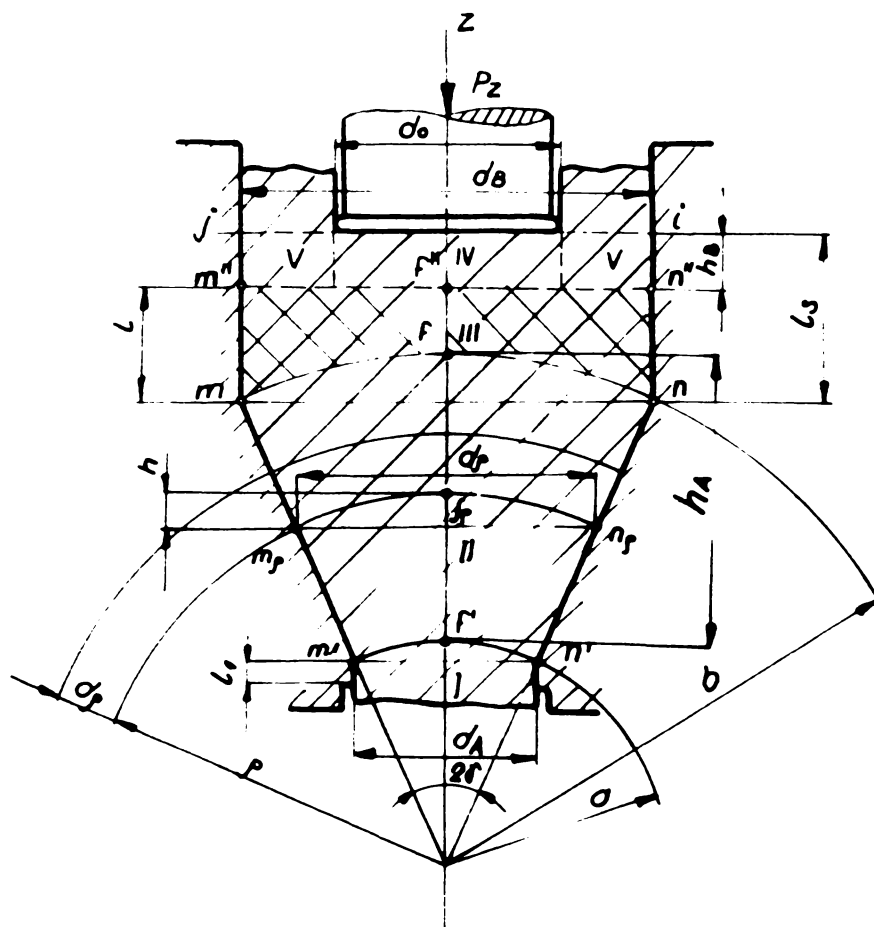


Fig 29 Zonele de deformare la extrudarea combinată analizată prin metoda bilanțului forțelor.

Atunci tensiunea medie care acționează la limita dintre zona I și II pentru învingerea forței de frecare este :

$$P_1 = \frac{P_1}{F_1} = \mu_1 \cdot \frac{K_{f1} \cdot \pi \cdot d_A \cdot L_1}{\frac{\pi d_A^2}{4}}$$

Din aceasta rezultă :

$$P_1 = K_{f1} \cdot 4\mu_1 \cdot \frac{L_1}{d_A} \quad (4.1.2)$$

în care μ_1 este coeficientul de frecare pe suprafața secțiunii libere cu diametrul d_A .

IV.1.2. Zona conică a matriței.

Focarul deformației apare în zona conică. Pentru analiza tensiunilor în această zonă am folosit coordonate conice. Ca limită superioară a zonei de deformare am considerat cu aproximație suprafața mfn a secțiunii conului avînd raza b și unghiul la vîrfurile conului 2β .

Limita inferioară este formată din suprafața $m'n'$ a secțiunii conului avînd raza a și același unghi la vîrfurile conului 2β .

Forța specifică pe suprafața de limitare superioară a zonei de deformare am determinat-o astfel : am presupus că particulele de material în zona de deformare se deplasează în lungul razelor ρ ; în acest caz deplasarea în direcția coordonatelor φ și θ este egală cu zero :

$$\mu_\varphi = \mu_\theta = 0$$

Pentru determinarea forțelor specifice am pornit de la analiza lucrului necesar deformării exprimat prin ecuația generală :

$$A_{id} = A_{ac} - A_r$$

în care A_{ac} este lucrul activ

A_r - lucrul de frecare

Această ecuație aplicată la cazul deformării în zona conică devine :

$$A_2 = A_{id} + A_r + A_1 \quad (4.1.3)$$

in care : A_2 este lucrul rezultantei P_z asupra suprafeței limitei superioare a zonei de deformare ; A_{id} este lucrul de deformare ideal ; A_f este lucrul de frecare pe suprafața laterală a trunchiului de con ; A_1 este lucrul mecanic de frecare în zona cilindrică I a matriței.

Am admis că prin rezultanta P_z care acționează în direcția z într-o perioadă de timp foarte mică are loc deplasarea u_z .

În aceste condiții lucrul de deformare consumat este :

$$A_2 = P_z \cdot u_z \quad (4.1.4)$$

Elementele din partea dreaptă a ecuației (4.1.3) le-am determinat folosind ecuațiile :

$$A_{id} = \iiint_V \sigma_v \cdot \epsilon_v \cdot dV \quad (4.1.5)$$

$$A_R = \iint_S \sigma_K \cdot u_{Kf} \cdot dF \quad (4.1.6)$$

Rezultă un lucru mecanic ideal de deformare :

$$A_{id} = \iiint_V K_{f2} \cdot \epsilon_v \cdot dV \quad \dots$$

Ținând seama că : $\epsilon_\theta = \epsilon_\varphi$ și $\epsilon_\theta + \epsilon_\varphi + \epsilon_f = 0$

se obține :

$$\epsilon_\theta = \epsilon_\varphi = 0,5 \epsilon_f$$

Deformarea volumetrică ϵ_v este conform ecuației :

$$\epsilon_v = \frac{\sqrt{2}}{3} \sqrt{(\epsilon_1 - \epsilon_2)^2 + (\epsilon_2 - \epsilon_3)^2 + (\epsilon_3 - \epsilon_1)^2} \quad (4.1.7)$$

iar

$$\epsilon_v = \pm \epsilon_f$$

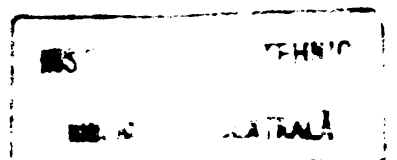
$$\epsilon_f = \frac{\partial u_f}{\partial f} \quad \text{și} \quad \epsilon_\varphi = \epsilon_\theta = \frac{u_f}{f}$$

rezultă :

$$\frac{\partial u_f}{\partial f} + 2 \frac{u_f}{f} = 0$$

Această ecuație poate să mai fie prezentată și astfel :

$$\frac{\partial (u_f \cdot f^2)}{\partial f} = 0$$



Prin integrare rezultă :

$$U_f \cdot f^2 = f(\varphi)$$

și deci :

$$U_f = U_z \cdot b^2 \cdot f^{-2} \quad (4.1.8)$$

Pentru determinarea lui dV se va considera un element de volum care este delimitat prin suprafețele sferice avînd razele f și $f + df$ și de suprafața laterală a conului matriței.

Acest element de volum va fi :

$$dV = (\text{suprafața } m_f f n_f) df$$

în care suprafața $m_f f n_f$ este suprafața sectorului sferic.

$$\text{Suprafața } m_f f n_f = 2\pi f h$$

în care

$$h = f - f \cos \varphi = f(1 - \cos \varphi)$$

Rezultă :

$$dV = 2\pi(1 - \cos \varphi) f^2 df \quad (4.1.9)$$

După introducerea ecuațiilor (4.1.8) și 4-1.9) în ecuația (4.1.5) am obținut :

$$A_{id} = K_{f_2} \cdot 4\pi U_z \cdot b^2 (1 - \cos \varphi) \int_a^b \frac{df}{f} \quad (4.1.10)$$

Conform ecuației lucrului forțelor exterioare, lucrul mecanic de frecare va fi :

$$A_R = \iint \mathcal{Z}_K \cdot U_{Kf} \cdot dF \quad (4.1.11)$$

în care :

\mathcal{Z}_K este tensiunea de frecare pe suprafața de acțiune și U_{Kf} este deplasarea U_f pe suprafața

$$U_{Kf} = U_f = U_z \cdot b^2 \cdot f^{-2}$$

Elementul de suprafață (fig.29) este :

$$dF = 2\pi \cdot df = 2\pi \cdot f \cdot \sin \varphi \cdot d\varphi$$

Prin introducerea acestor elemente în ecuația (4.1.6) se obține :

$$A_r = \mathcal{G}_K \cdot 2 \pi U_z \cdot b^2 \cdot \sin \gamma \int_a^b \frac{d\rho}{\rho} \quad (4.1.12)$$

Tensiunea \mathcal{G}_K am considerat-o constantă.

Pentru lucrul mecanic de frecare pe porțiunea cilindrică I a matriței se obține în final :

$$A_1 = P_1 \cdot \frac{\pi d_A^2}{4} \cdot U_1 \quad (4.1.13)$$

Deplasarea U_1 este egală cu deplasarea U_ρ la $\rho = a$, adică :

$$U_1 = U_z \frac{b^2}{a^2} ; \quad A_1 = P_1 \cdot \frac{\pi d_A^2}{4} \cdot U_z \cdot \frac{b^2}{a^2} \quad (4.1.14)$$

Prin introducerea ecuațiilor (4.1.10), (4.1.12) și (4.1.14) în ecuația (4.1.3) aceasta devine :

$$P_2 \cdot U_z = K_{f_2} \cdot 4 \pi U_z \cdot b^2 (1 - \cos \gamma) \int_a^b \frac{d\rho}{\rho} + \mathcal{G}_K \cdot 2 \pi U_z \cdot b^2 \sin \gamma \int_a^b \frac{d\rho}{\rho} + P_1 \cdot \frac{\pi d_A^2}{4} \cdot \frac{b^2}{a^2} \cdot U_z$$

Prin integrare și împărțire prin U_z și ținând seama că

$$2 \ln \frac{b}{a} = \ln \frac{b^2}{a^2}$$

rezultă :

$$P_2 = \left[\mathcal{G}_K \cdot \pi \cdot b^2 \sin \gamma + K_{f_2} \cdot 2 \pi b^2 (1 - \cos \gamma) \right] \ln \frac{b^2}{a^2} + P_1 \cdot \frac{d_A^2}{4} \cdot \frac{b^2}{a^2}$$

Conform datelor din fig.29 se obține :

$$b^2 = \frac{d_o^2}{4 \sin^2 \gamma} = \frac{d_o^2}{4 (1 - \cos^2 \gamma)} \quad \text{și} \quad \frac{b^2}{a^2} = \frac{d_o^2}{d_A^2} = \frac{F_o}{F_A}$$

După împărțire prin suprafața locașului matriței $F_o = \frac{\pi d_o^2}{4}$ tensiunea medie este :

$$P_2 = \left(\frac{\mathcal{G}_K}{\sin \gamma} + \frac{2 K_{f_2}}{1 + \cos \gamma} \right) \ln \frac{F_o}{F_A} + P_1 \quad (4.1.15)$$

Pentru un coeficient de frecare $\mu < 0,3$ am considerat că \mathcal{G}_K are o valoare medie exprimată prin relația :

Din ecuațiile (4.1.15) și (4.1.16) rezultă :

$$P_2 = K_{f2} \left(\frac{\mu_2 + 0,5}{2 \sin \gamma} + \frac{2}{1 + \cos \gamma} \right) \ln \frac{F_0}{F_A} + P_1 \quad (4.1.17)$$

IV.1.3. Zona cilindrică a matriței.

În această zonă acționează numai forța specifică axială p_3 care este mai mare decât p_2 , datorită forței specifice de frecare pe peretele matriței astfel că :

$$P_3 = P_2 + P_R \quad (4.1.18)$$

Am admis pe bază de verificări experimentale că forțele specifice de frecare pe peretele matriței nu depășesc $0,5 k_{f3}$.

În acest caz forța de frecare P_R va fi :

$$P_R = 0,5 K_{f3} \cdot \pi \cdot d_0 \cdot (l_s - h_B)$$

sau pentru $l_s - l_B = l$

$$P_R = 0,5 K_{f3} \cdot \pi d_0 \cdot l \quad (4.1.19)$$

Prin împărțire cu suprafața $\frac{\pi d_0^2}{4}$ se obține :

$$P_R = K_{f3} \cdot \frac{2l}{d_0}$$

Prin urmare, forța specifică de deformare va fi :

$$p_3 = p_2 + K_{f3} \cdot \frac{2l}{d_0} \quad (4.1.20)$$

Pe baza acestor date se determină forța specifică totală în domeniul extrudării directe :

$$P_A = K_{f1} \cdot \frac{4\mu_1 \cdot l_1}{d_A} + K_{f2} \left(\frac{\mu_2 + 0,5}{2 \sin \gamma} + \frac{2}{1 + \cos \gamma} \right) \ln \frac{F_0}{F_A} + K_{f3} \frac{2l}{d_0} \quad (4.1.21)$$

Coeficientul de frecare μ_1 , ține seama de frecarea în porțiunea cilindrică I. Deoarece în această zonă nu are loc nici o deformare plastică rezultă că μ_1 corespunde coeficientului de frecare pentru alunecare mecanică.

În schimb coeficientul de frecare μ_2 este determinat de frecarea la deformare plastică în zona conică a matriței.

Rezistența specifică la deformare k_{f1} este determinată de valoarea raportului de deformare $R_A = \frac{F_0}{F_A}$ din curba de curgere a materialului respectiv.

În ceea ce privește k_{f2} datorită creșterii vitezei de deformare și a raportului de deformare în zona II cu micșorarea razei ρ în domeniul dela b la a , rezistența la deformare k_{f2} crește foarte mult. Deaceea pentru k_{f2} am stabilit o valoare determinată de media geometrică:

$$K_{f2} = \sqrt{K_{f1} \cdot K_{f3}}$$

în care K_{f3} este rezistența la deformare a materialului în starea inițială corespunzătoare valorii raportului $R_A=1$, respectiv $K_{f3} = \sqrt{C}$.

IV.2. Forțele specifice în domeniul extrudării inverse.

În domeniul extrudării inverse forțele specifice le-am analizat prin elemente de similitudine cu extrudarea directă.

La extrudarea directă a corpurilor masive, materialul curge prin orificiul matriței ; la extrudarea inversă materialul curge prin secțiunea inelară dintre poanson și peretele matriței.

În zona superioară secțiunii j -i am admis că materialul nu suferă nici o deformare.

Curgerea se realizează prin deformarea permanentă a materialului care intră în planul suprafeței frontale a poansonului fiind împins de acesta spre secțiunea inelară. Dacă poansonul ar fi conic atunci ar avea loc o deformare și în porțiunea inelară.

În domeniul extrudării inverse am considerat că acționează forțe specifice pentru refulare și perforare. Forța specifică pentru refulare p_4 este similară cu forța specifică p_2 (relația 4.1.15) dela extrudarea directă care acționează în zona conică II exceptînd forța specifică p_1 deoarece în zona IV nu avem frecare, $p_1=0$

$$P_4 = \left(\frac{B_K}{\sin \varphi} + \frac{2K_{f4}}{1 + \cos \varphi} \right) \ln \frac{F_0}{F_B}$$

Intrucît $\varphi \approx 0$ rezultă că $B_K = 0$

$$P_4 = K_{f4} \cdot \ln \frac{F_0}{F_B} \quad (4.2.1)$$

Însă relația (4.1.15) determinată pentru extrudarea directă a corpurilor masive s-a referit la suprafața secțiunii poansonului care este egală cu secțiunea matriței iar în cazul extrudării inverse a corpurilor goale ea se referă la suprafața frontală a poansonului P_p .

Rezultă că relația care prezintă forța specifică de deformare la extrudare inversă în zona IV trebuie să se majoreze cu $\frac{F_o}{F_p}$. Din aceasta rezultă forța specifică medie în poanson care este necesară numai pentru a realiza curgerea materialului prin secțiunea liberă dintre matriță și poanson :

$$P_4 = K_{f4} \frac{F_o}{F_p} \ln \frac{F_o}{F_B} \quad (4.2.2)$$

în care F_B este suprafața secțiunii înelare.

La extrudarea inversă apare și un proces de perforare care constă din refularea cilindrului IV ; acesta pentru a se deforma trebuie să exercite asupra inelului V forțe capabile să provoace deformarea lui.

Pentru aceasta am analizat cazul perforării libere, adică

$$d_B = \infty .$$

Am considerat că pe suprafața de acțiune efortul unitar tangențial are valoarea maximă absolută, adică :

$$\tau_K = 0,5 K_f$$

Folosind ecuația diferențială de echilibru în coordonate cilindrice pentru cazul în care $\hat{\sigma}_\theta = \hat{\sigma}_\rho$ și $\tau_{\rho\theta} = 0$, rezultă :

$$\frac{d\hat{\sigma}_\rho}{d\rho} + \frac{d\tau_{\rho z}}{dz} = 0 \quad (4.2.3)$$

Am admis că efortul unitar tangențial variază liniar pe înălțime și deci poate fi determinat de relația :

$$\frac{d\tau_{\rho z}}{dz} = \frac{K_f}{h_B}$$

Folosind și ecuația de plasticitate aproximativă care în acest caz are forma :

$$\frac{d\hat{\sigma}_\rho}{d\rho} = \frac{d\hat{\sigma}_z}{d\rho}$$

ecuația (4.2.3) poate fi exprimată astfel :

$$(4.2.4)$$

$$d\hat{\sigma}_z = - \frac{K_f}{h_B} \cdot d\rho$$

sau prin integrare :

$$\hat{\sigma}_z = -\frac{K_f}{h_B} \cdot \rho + C \quad (4.2.5)$$

Pentru a avea loc deformarea plastică trebuie să fie satisfăcută ecuația de plasticitate :

$$\hat{\sigma}_z - \hat{\sigma}_\rho = -K_f$$

În cazul când ar avea loc refularea liberă a zonei IV atunci când $\rho = \frac{d_B}{2}$, $\hat{\sigma}_\rho = 0$, deci $\hat{\sigma}_z = -K_f$.

Deoarece cilindrul IV trebuie să acționeze cu o presiune asupra inelului pentru a-l deforma, rezultă că, atunci când

$$\rho = \frac{d_B}{2}, \hat{\sigma}_r = p$$

Mărimea forței specifice p a fost determinată cu ajutorul integralei lui G. Genki și a liniilor de alunecare și este dată de relația [6] :

$$\hat{\sigma}_\rho = -1,1 K_f \cdot \ln \frac{d_0}{d} \quad (4.2.6)$$

Astfel, din relația (4.2.5) când $\rho = \frac{d_B}{2}$ rezultă :

$$\hat{\sigma}_z = -K_f - 1,1 K_f \ln \frac{d_0}{d_B} = -K_f \left(1 + 1,1 \ln \frac{d_0}{d_B} \right)$$

Pentru ecuația (4.2.5) când $\rho = \frac{d_B}{2}$ se obține :

$$K_f \frac{d_B}{2h_B} + C = K_f \left(1 + 1,1 \ln \frac{d_0}{d_B} \right)$$

și

$$C = -K_f \left(1 + 1,1 \ln \frac{d_0}{d_B} + 0,5 \frac{d_B}{h_B} \right)$$

Prin introducerea constantei de integrare rezultă :

$$\hat{\sigma}_z = -K_f \left(1 + 1,1 \ln \frac{d_0}{d_B} + \frac{0,5 d_B - \rho}{h_B} \right)$$

Forța de deformare necesară perforării libere va fi :

$$P = \int_0^{\frac{d_B}{2}} |\hat{\sigma}_z| 2\pi \rho d\rho = 2\pi K_f \int_0^{\frac{d_B}{2}} \left(1 + 1,1 \ln \frac{d_0}{d_B} + \frac{0,5 d_B - \rho}{h_B} \right) \rho \cdot d\rho$$

După integrare și împărțire prin $\frac{\pi d_B^2}{4}$ se obține :

$$p = K_f \left(1 + 1,1 \ln \frac{d_0}{d_B} + \frac{1}{6} \cdot \frac{dB}{h_B} \right) \quad (4.2.7.)$$

În cazul extrudării inverse perforarea are loc în matriță și deci tensiunea radială σ_r este absolut mai mică decât σ_z .

Din aceasta, pe baza condițiilor de plasticitate conform ipotezei tensiunilor de forfecare $(\sigma_1 - \sigma_3) = K_f$, rezultă :

$$|\sigma_r| = K_{f4} \cdot \ln \frac{F_0}{F_B} + K_{f4} = K_{f4} \left(1 + \ln \frac{F_0}{F_B} \right)$$

Din această relație se poate determina forța specifică p_5 care este necesară refulării cilindrului IV :

$$p_5 = K_{f4} \left(1 + 1 + \ln \frac{F_0}{F_B} + \frac{1}{6} \cdot \frac{dB}{h_B} \right) = K_{f4} \left(2 + \ln \frac{F_0}{F_B} + \frac{1}{6} \cdot \frac{dB}{h_B} \right) \quad (4.2.8)$$

Forța specifică totală care acționează la extrudarea inversă este :

$$p_B = p_4 + p_5 = K_{f4} \left[2 + \left(1 + \frac{F_0}{F_p} \right) \ln \frac{F_0}{F_B} + \frac{1}{6} \cdot \frac{dB}{h_B} \right] \quad (4.2.9)$$

Tinând seama că :

$$F_p = F_0 - F_B$$

$$\frac{F_0}{F_0 - F_B} = \frac{R_B}{R_B - 1}$$

rezultă :

$$p_B = K_{f4} \left[\left(3 + \frac{R_B}{R_B - 1} \right) \ln R_B + \frac{1}{6} \cdot \frac{dB}{h_B} \right] \quad (4.2.10)$$

IV.3. Forțele specifice în extrudarea combinată.

Verificând experimental relațiile de calcul (4.1.21) și 4.2.10) care prezintă forțele specifice la extrudare directă și inversă obținute prin metoda bilanțului forțelor am constatat că domeniile de valabilitate ale unei relații corespund aproape cu ale celor obținute

prin metoda limitei superioare. Astfel în domeniul $R_B < 0,8 R_A$ valori apropiate de cele reale prezintă relația (4.1.10) iar pentru $0,8 R_A < R_B < 1 R_A$ pot fi utilizate cu precizie apropiată ambele relații (4.1.21) și (4.2.10). Pentru domeniul $R_B > 1,1 R_A$ relația (4.1.10) prezintă valori din ce în ce mai mari față de valorile reale, în timp ce relația (4.1.21) oferă valori cu puțin mai mari decât cele reale.

Din aceasta a rezultat că variația forței specifice la extrudarea combinată p_c nu poate fi o funcție liniară, ea depinzînd de mai mulți factori dintre care cei mai importanți sînt raportul de deformare la extrudare directă R_A și raportul de deformare la extrudare inversă R_B . În elaborarea unei relații de calcul am utilizat metoda bilanțului forțelor și în analiza stărilor de tensiune care apar în procesele de deformare complexă caracteristice extrudării combinate am căutat să folosesc metoda cercurilor lui O.Mohr.

Pentru trecerea materialului considerat izotrop, în stare plastică am admis ca criteriul plasticizării este o anumită funcție de starea de tensiune, ceea ce în general poate fi exprimat astfel :

$$P(\sigma_{ij}) = 0 \quad (4.3.1)$$

În materialul care se găsește în zona de deformare apar tensiuni care le-am înlocuit cu cele 3 tensiuni principale :

în care

$$\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$$
$$\sigma_1 \geq \sigma_2 \geq \sigma_3$$

Direcțiile principale le-am considerat :
axa de simetrie a semifabricatului de pornire Z (1), raza r (2) și tangenta t (3).

În calcule am adoptat ca sens principal sensul lui .

În orice secțiune a materialului din cauza secțiunii pline adoptate în cazul cercetat este valabilă relația

$$\sigma_r = \sigma_z$$

ceea ce înseamnă că în orice secțiune a materialului avem o stare hidrostatică plană.

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 hidrostactice asupra plasticizării este foarte mică. Presupunînd că materialul este perfect plastic, influența presiunii hidrostactice asupra proprietăților plastice ale

materialului este neesențial, adică, deformațiile plastice nu pot apărea într-un material sub influența unei încărcări care se reduce la o presiune hidrostatică, se poate admite că funcția P depinde numai de componentele deviatorului tensiunii sau de invarianții lor.

O stare de tensiune în care nu intervin tensiuni de forfecare, nu poate să producă o deformare plastică, motiv pentru care am omis starea de tensiune :

$$\sigma_{ij} = \begin{pmatrix} \sigma_x & \tau_{yx} & \tau_{zx} \\ \tau_{xy} & \sigma_y & \tau_{zy} \\ \tau_{xz} & \tau_{yz} & \sigma_z \end{pmatrix}$$

sau în plan :

$$\sigma_{ij} = \begin{pmatrix} \sigma_x & \tau_{zx} \\ \tau_{xz} & \sigma_z \end{pmatrix}$$

Cota componentă a tensiunii hidrostatice a unei stări plane de tensiune se compune din :

$$s = \frac{1}{3} (\sigma_x + \sigma_z) = \frac{1}{3} (\sigma_1 + \sigma_3)$$

iar deviatorul tensiunilor

are următoarele coordonate :

$$s_x = \sigma_x - s ; \quad s_z = \sigma_z - s ; \quad \tau_{zx} ; \quad \tau_{xz}$$

Deasemenea am 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. Astfel condiția de plasticitate poate să conțină nu numai tensiuni. De îndată ce acestea în totalitatea lor ating o anumită valoare intervine starea plastică.

În acest caz, dacă materialul este în stare plastică atunci diferența dintre tensiunea principală maximă și cea minimă atinge rezistența la deformare a materialului. Și anume : $\sigma_1 - \sigma_3 = 2k = k_f$ în care :

k - este rezistența la forfecare a materialului :

În orice secțiune condiția de plasticitate, luând în considerare direcțiile axelor z, r și t se poate exprima prin

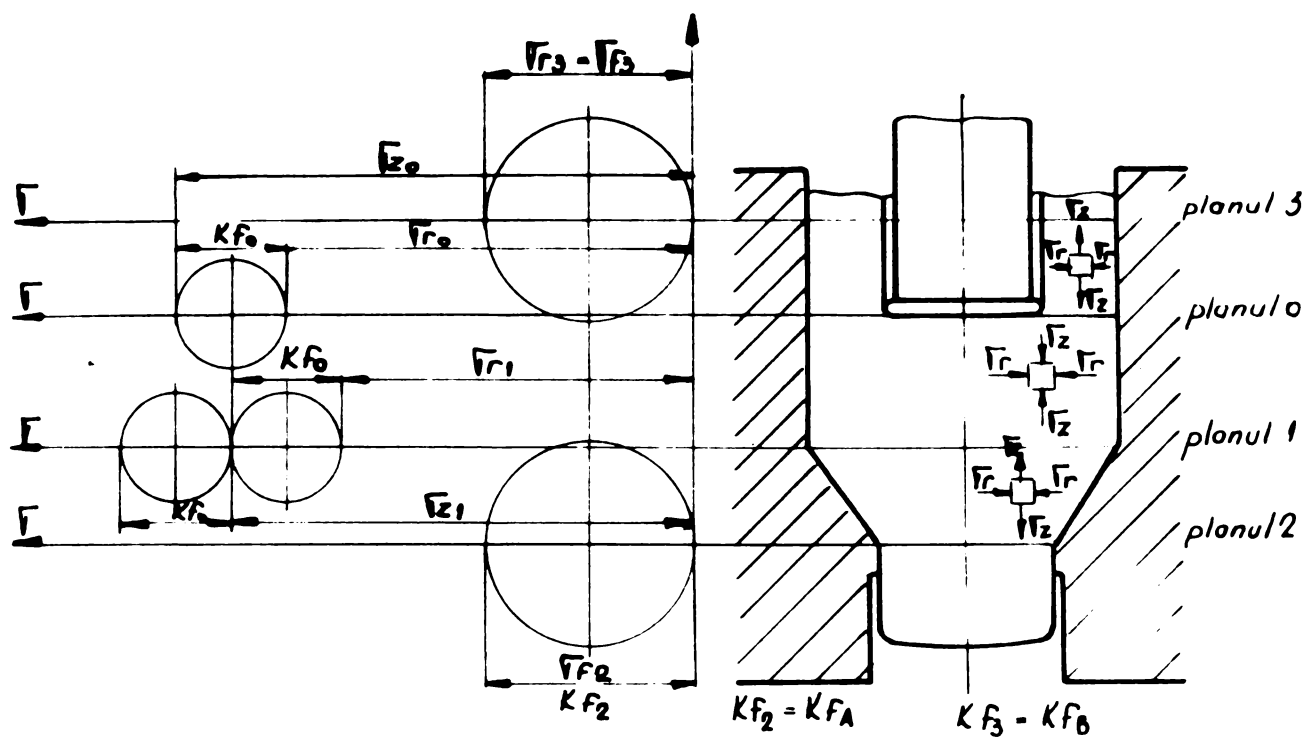


Fig 30 Analiza stării de tensiune cu ajutorul cercurilor lui Mohr.

$$\begin{aligned} \sigma_z - \sigma_r &= K_f \quad \text{pentru } \sigma_z > \sigma_r \text{ sau} \\ \sigma_r - \sigma_z &= K_f \quad \text{pentru } \sigma_r > \sigma_z \end{aligned}$$

In cazul in care $\sigma_1 - \sigma_3 < k_f$ materialul nu curge (in material apar numai tensiuni elastice). In cazul limită $\sigma_1 - \sigma_3 = k_f$ dar materialul nu curge încă, k_f are valoare constantă.

Sensul deformării ne dă indicații asupra tensiunii principale. Mărirea de dimensiune este in sensul tensiunii principale mai mari iar micșorarea de dimensiune este in sensul tensiunii principale mai mici, indiferent dacă este vorba de tensiune de tracțiune sau compresiune.

In matriță, semifabricatul este deformat in direcție longitudinală. Din această cauză $\sigma_r > \sigma_z$ iar condiția de plasticitate este $\sigma_r - \sigma_z = K_f$

$$\begin{aligned} \text{Prin urmare va rezulta in planul 0 : } & \sigma_{r_0} - \sigma_{z_0} = K_{f0} \\ \text{" " 1 : } & \sigma_{r_1} - \sigma_{z_1} = K_{f1} \end{aligned}$$

In conul de curgere $\sigma_z > \sigma_r$, iar condiția de plasticitate se poate exprima prin : $\sigma_z - \sigma_r = K_{f1}$

$$\begin{aligned} \text{Deci in planul 1 : } & \sigma_{z_1} - \sigma_{r_1} = K_{f1} \\ \text{" " 2 : } & \sigma_{z_2} - \sigma_{r_2} = K_{f2} \end{aligned}$$

Intre planurile 0 și 3 $\sigma_z > \sigma_r$ iar condiția de plasticitate este $\sigma_z - \sigma_r = K_f$

$$\begin{aligned} \text{Deci in planul 3 : } & \sigma_{z_3} - \sigma_{r_3} = K_{f3} \\ \text{" " 0 : } & \sigma_{z_0} - \sigma_{r_0} = K_{f0} \end{aligned}$$

In planul 0, σ_z poate fi determinat ușor din măsurători din care rezultă direct tensiunea radială :

$$\sigma_{r_0} = \sigma_{z_0} + K_{f0}$$

sau ținind seama că :

$$-\sigma_{r_0} = p_{r_0} \quad \text{și} \quad -\sigma_{z_0} = p_{z_0}$$

rezultă că :

$$p_{r_0} = p_{z_0} - K_{f0} \quad (4.3.2.)$$

In planul 1 tensiunea crește brusc, creșterea de tensiune fiind $2k_{f0}$.

In planurile 2 și 3 asupra materialului care curge nu se opune nici o rezistență (doar frecarea care se poate neglija) deci :

$$\sigma_{z_2} = 0 \quad \text{și} \quad \sigma_{z_3} = 0$$

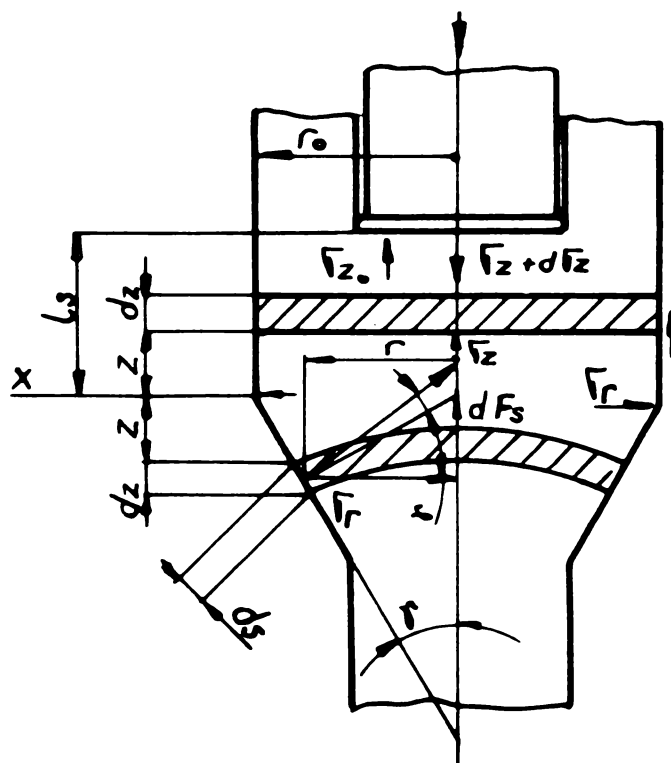


Fig.31 Schema echilibrului forțelor care acționează în procesul de extrudare combinată

Rezultă că $-\sigma_{r_2} = K_{f_2}$
și
 $-\sigma_{r_3} = K_{f_3}$

Din analiza stării de tensiune cu ajutorul cercurilor lui Mohr rezultă că tensiunea radială și astfel maximul presiunii asupra peretelui matriței este în planul 1.

Tensiunea σ_z se va determina separat în cele 3 zone cuprinse între planurile 3-0; 0-1 și 1-2.

În funcție de condițiile admise, și de calea de rezolvare aleasă se pot obține diferite relații pentru calcularea presiunilor specifice și a forței de deformare. Mai jos am determinat presiunea specifică de deformare.

În zona delimitată de planurile 0 și 1 am luat un element de volum la distanța Z de grosime dz și căruia îi corespunde următorul bilanț al forțelor care acționează în direcția axei z :

$$(\sigma_z + d\sigma_z) \pi r_0^2 - \sigma_z \pi r_0^2 + \mu p_r \cdot 2\pi r_0 \cdot dz = 0 \quad (4.3.3)$$

Ținând seama că : $p_r = -\sigma_r$ și că condiția de plasticitate în recipient este :

$\sigma_r - \sigma_z = K_{f_0}$ am făcut înlocuirile în relația de sus :

$$\sigma_z \cdot \pi r_0^2 + d\sigma_z \pi r_0^2 - \sigma_z \cdot \pi r_0^2 + \mu p_r 2\pi r_0 dz = 0$$

$$d\sigma_z \pi r_0^2 = \mu \sigma_r 2\pi r_0 dz$$

$$d\sigma_z r_0 = \mu (K_{f_0} + \sigma_z) dz \cdot 2$$

sau :

$$\frac{d\sigma_z}{\sigma_z + K_{f_0}} = \frac{2\mu}{r_0} dz$$

Integrând obținem :

$$\int_{z=0}^{z=h} \frac{1}{\sigma_z + K_{f_0}} d\sigma_z = \int_{z=0}^{z=h} \frac{2\mu}{r_0} dz \quad (4.3.4)$$

rezultă : $\ln(\sigma_z + K_{f_0}) = \frac{2\mu}{r_0} z + \ln a_1$

sau :

$$\sigma_z + K_{f_0} = a_1 \cdot e^{\frac{2\mu z}{r_0}} \quad (4.3.5)$$

Constanta a_1 se determină din condiția limită pentru $Z = 0$ adică în planul 1 unde tensiunea σ_z ia valoarea σ_{z_1}

Deci :

$$\sigma_{z_1} + K_{f_0} = a_1 \quad (4.3.6)$$

Făcînd înlocuirile în relația de sus, se obține :

$$\sigma_z + K_{f_0} = (\sigma_{z_1} + K_{f_0}) e^{\frac{2\mu z}{r_0}} \quad \text{de unde :}$$

$$\sigma_z = (\sigma_{z_1} + K_{f_0}) e^{\frac{2\mu z}{r_0}} - K_{f_0}$$

Pentru : $Z = l_s$ rezultă :

$$\sigma_z = (\sigma_{z_1} + K_{f_0}) e^{\frac{2\mu l_s}{r_0}} - K_{f_0} \quad (4.3.7)$$

Pentru a determina pe σ_z , necesar obținerii deformării și învingerii frecării în secțiunea de trecere am stabilit ecuația forțelor care acționează asupra elementului de suprafață ds .

Pentru aceasta am analizat zona cuprinsă între planurile 1 și 2 considerînd că această zonă face parte dintr-un con cu vârful în punctul de intersecție al celor 2 generatoare ale trunchiului de con.

Asupra suprafeței elementare $2\pi r ds$ acționează reacțiunea presiunii de perete dN a cărei componente dP_s se poate determina prin :

$dP_s = 2\pi r dz \cdot \sigma_r \operatorname{tg}(\gamma + \rho)$ și care trebuie să fie în echilibru cu $\pi \cdot d(r^2 \sigma_z)$

Prin urmare :

$$2\pi r dz \sigma_r \operatorname{tg}(\gamma + \rho) = \pi d(r^2 \sigma_z) \quad (4.3.8)$$

Ținînd seama că $d_z = \frac{dr}{\operatorname{tg} \gamma}$ și notînd

$$\lambda = \frac{\operatorname{tg}(\gamma + \rho)}{\operatorname{tg} \gamma}$$

facem înlocuirile necesare obținem :

$$2\pi r dr \sigma_r \frac{\operatorname{tg}(\gamma + \rho)}{\operatorname{tg} \gamma} = \pi d(r^2 \sigma_z)$$

$$\text{sau } 2\pi r dr \sigma_r \lambda = 2\pi r dr \sigma_z + \pi r^2 d\sigma_z \quad (4.3.9)$$

Deasemenea ținând cont de condiția de plasticitate

$\sigma_r = \sigma_z - K_f$ și înlocuind valoarea lui σ_r în relația de mai sus
avem :

$$2\pi r dr (\sigma_z - K_f) \lambda = 2\pi r dr \sigma_z + \pi r^2 d\sigma_z$$

$$2\pi r dr \sigma_z \lambda - 2\pi r dr K_f \lambda = 2\pi r dr \sigma_z + \pi r^2 d\sigma_z$$

$$2\sigma_z dr (\lambda - 1) = r d\sigma_z + 2dr K_f \lambda / : r dr$$

$$\frac{2\sigma_z}{r} (\lambda - 1) = \frac{d\sigma_z}{dr} + \frac{2K_f \lambda}{r}$$

sau

$$\frac{d\sigma_z}{dr} - 2(\lambda - 1) \frac{\sigma_z}{r} = - \frac{2\lambda}{r} K_f$$

Integrând relația de mai sus.

$$\int \frac{d\sigma_z}{dr} - 2(\lambda - 1) \int \frac{\sigma_z}{r} = - \frac{2\lambda K_f}{r}$$

Rezultă :

$$\sigma_z = K_f \frac{\lambda}{\lambda - 1} + a_1 \cdot r^2 (\lambda - 1) \quad (4.3.10)$$

Constanta de integrare a_1 se determină din condiția limită pentru $r = r_A$ și $\sigma_{zA} = 0$

Deci :

$$-\sigma_{z11} = K_f \frac{\lambda}{\lambda - 1} \left[\left(\frac{F_0}{F_A} \right)^{\lambda - 1} - 1 \right] \quad (4.3.11)$$

Materialul trecînd prin conul de curgere se deformează.

Din lucrul mecanic de deformare rezultă:

$$-\sigma_{z12} = K_f \frac{2}{3} \gamma$$

Deci tensiunea axială din secțiunea 1 este :

$$-\sigma_{z1} = K_f \frac{\lambda}{\lambda - 1} \left[\left(\frac{F_0}{F_A} \right)^{\lambda - 1} - 1 \right] + K_f \cdot \frac{2}{3} \cdot \gamma \quad (4.3.12)$$

Dacă ρ și γ sînt suficient de mici $\lambda - 1 \rightarrow 0$ și $\lambda \rightarrow 1$

astfel că :

$$\frac{\left(\frac{F_0}{F_A} \right)^{\lambda - 1} - 1}{\lambda - 1} \approx \ln \frac{F_0}{F_A} = \rho_{SA}$$

și

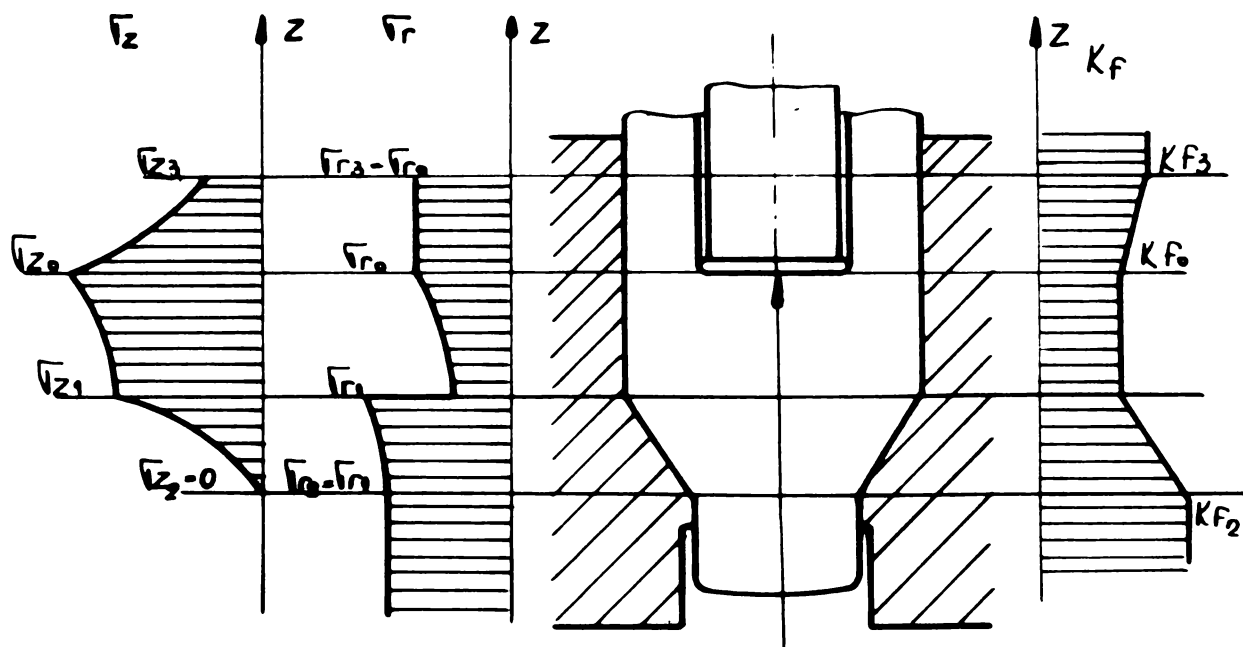


Fig. 32 Variația tensiunilor axiale, radiale și a rezistenței la deformare în procesul de extrudare combinată

$$\lambda = \frac{\operatorname{tg}(\gamma + \rho)}{\operatorname{tg} \gamma} \approx 1 + \frac{\mu}{\gamma}$$

Rezultă :

$$-\sigma_{z_1} = K_{fA} \cdot \varphi_{PA} \left(1 + \frac{\mu}{\gamma} + \frac{2}{3} \cdot \frac{\gamma}{\varphi_{PA}} \right)$$

Sau făcînd înlocuirile în relația :

$$\sigma_z = (\sigma_{z_1} + K_{f_0}) e^{\frac{2\mu L_s}{r_0}} - K_{f_0}$$

se obține :

$$-\sigma_z = \left[K_{fA} \cdot \varphi_{PA} \left(1 + \frac{\mu}{\gamma} + \frac{2}{3} \cdot \frac{\gamma}{\varphi_{PA}} \right) - K_{f_0} \right] \cdot e^{\frac{2\mu L_s}{r_0}} + K_{f_0} \quad (4.3.13)$$

Tensiunile radiale se determină din tensiunea axială determinată anterior și din rezistența la deformare determinată din curba de curgere pe baza condiției de plasticitate.

Variația tensiunii radiale este următoarea :

- Între plamurile 0 și 1 σ_r variază de la $\sigma_{r_0} = \sigma_{z_0} + K_{f_0}$ pînă la : $\sigma_{r_1} = \sigma_{z_1} - K_{f_0}$

În conul de curgere σ_r variază de la $\sigma_{r_1} = \sigma_{z_1} - K_{f_0}$

pînă la $\sigma_{r_2} = \sigma_{z_2} - K_{fA}$

deoarece $\sigma_{z_2} = 0$

$$\sigma_{r_2} = -K_{fA}$$

Între plamurile 0 și 3, σ_r variază de la $\sigma_{r_0} = \sigma_{z_0} - K_{f_0}$

pînă la

$$\sigma_{r_3} = \sigma_{z_3} - K_{fB} = -K_{fB} \text{ deoarece } \sigma_{z_3} = 0$$

Intrucît tensiunea care apare în sculă este în echilibru cu forța specifică a sculei, rezultă că pe orice suprafață de contact este satisfăcută relația :

$$p = -\sigma$$

Fenomenele extrudării combinate se pot cerceta mai ușor prin analiza valorilor forței specifice p_0 definită prin raportul P/F_0 care ține seama de toți factorii care intervin în procesul de deformare cum sînt dimensiunile inițiale, neomogenitatea deformării și raportul R_B/R_A .

./.

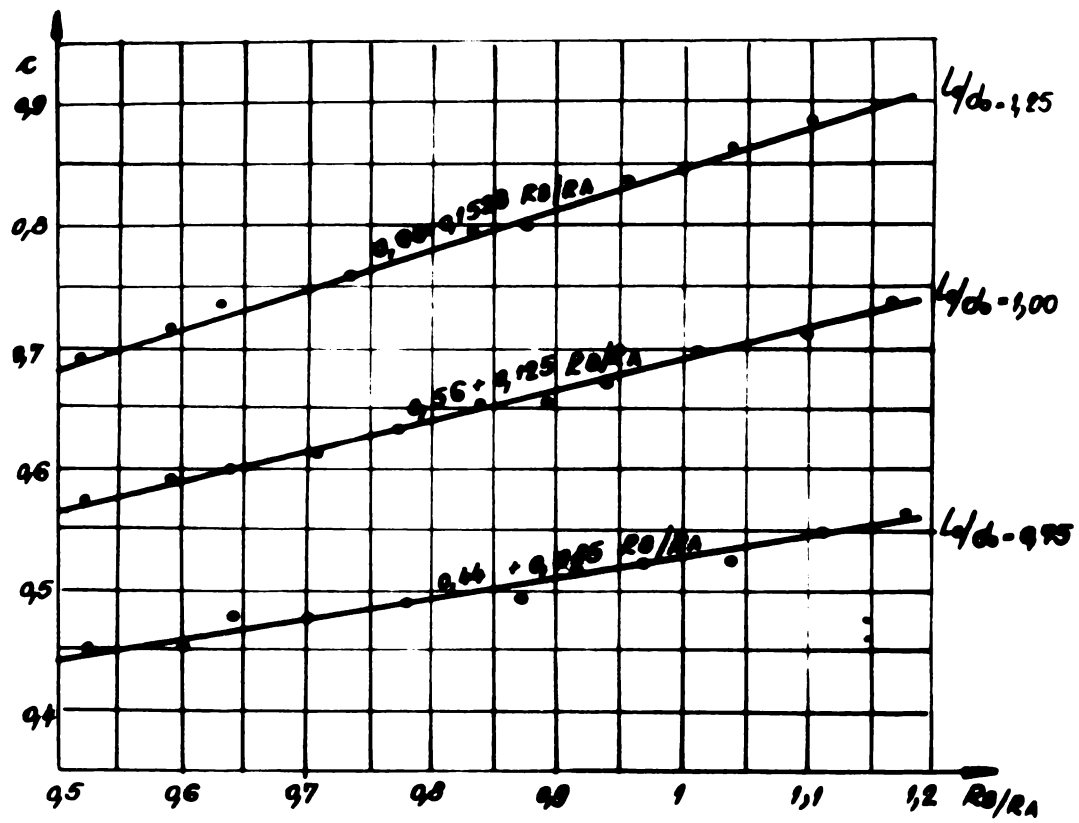


Fig. 33 Variația indicelui c în funcție de valoarea R_0/R_A pentru diferite valori ale lui l_0/d_0

In acest caz p poate fi înlocuit prin p_c între ele adoptînd relația :

$$p_c = c \cdot p.$$

în care c este un coeficient pe care l-am numit indice de deformare la extrudarea combinată care este funcție de raportul R_B/R_A și de dimensiunile inițiale ale semifabricatului l_0/d_0 și a cărei valoare am determinat-o experimental.

Prin urmare relația (4.3.13) devine :

$$p_c = c \cdot \left\{ \left[K_{fA} \cdot \varphi_{SA} \left(1 + \frac{\mu}{\gamma} + \frac{2}{3} \cdot \frac{\gamma}{\varphi_{SA}} \right) - K_{f_0} \right] e^{\frac{2\mu l_s}{r_0}} + K_{f_0} \right\} \quad (4.3.14)$$

Introducînd valoarea lui c determinată experimental și prezentată în fig.33 în relația (4.3.14) rezultă :

pentru $l_0/d_0 = 0,75$:

$$p_c = (0,44 + 0,085 R_B/R_A) \left\{ \left[K_{fA} \cdot \varphi_{SA} \left(1 + \frac{\mu}{\gamma} + \frac{2}{3} \cdot \frac{\gamma}{\varphi_{SA}} \right) - K_{f_0} \right] e^{\frac{2\mu l_s}{r_0}} + K_{f_0} \right\} \quad (4.3.14a)$$

pentru $l_0/d_0 = 1$:

$$p_c = (0,56 + 0,125 R_B/R_A) \left\{ \left[K_{fA} \cdot \varphi_{SA} \left(1 + \frac{\mu}{\gamma} + \frac{2}{3} \cdot \frac{\gamma}{\varphi_{SA}} \right) - K_{f_0} \right] e^{\frac{2\mu l_s}{r_0}} + K_{f_0} \right\} \quad (4.3.14b)$$

pentru $l_0/d_0 = 1,25$:

$$p_c = (0,68 + 0,1528 R_B/R_A) \left\{ \left[K_{fA} \cdot \varphi_{SA} \left(1 + \frac{\mu}{\gamma} + \frac{2}{3} \cdot \frac{\gamma}{\varphi_{SA}} \right) - K_{f_0} \right] e^{\frac{2\mu l_s}{r_0}} + K_{f_0} \right\} \quad (4.3.14c)$$

CAPITOLUL V.

Metodologia si baza materială

V. Metodologia și baza materială.

Metodologia și baza materială le-am ales în funcție de tematică, căutând a obține în urma acestor cercetări concluziile necesare unor aplicații cât mai eficiente.

V.1. Metodologie.

Pentru studiul forțelor specifice care acționează în procesul de extrudare combinată am luat în considerație cazul formei axial simetrice cu acționarea forței într-un singur sens [fig 34a și fig 34b]

Am ales ca materiale oțelul OE-C₁₀X cu conținut redus de carbon și siliciu, cu plasticitate ridicată și aliajul de aluminiu Al Si₁MgMn.

La oțelul OE-C₁₀X am stabilit compoziția chimică, condițiile de elaborare, laminare, recoacere de omogenizare, laminare, cojire.

Aliajul AlSi₁MgMn a fost cercetat pornind dela starea de livrare.

Pentru ambele materiale am determinat curbele de curgere și alte caracteristici plasto-mecanice. Deasemeni a fost necesar să determin coeficientul de frecare pentru deformare la rece.

Procesul de extrudare combinată a fost studiat pentru diferite rapoarte de deformare ale extrudării directe și inverse.

S-a urmărit prin aceasta cinetica deformării și s-au stabilit condițiile în care apare extrudarea combinată.

Totodată am urmărit influența unor factori asupra procesului de extrudare.

Am analizat și stabilit metoda de determinare a forței specifice la extrudarea combinată.

Prin mai multe serii de experimentări am verificat metoda de calcul a forței specifice stabilind valoarea exactă a tuturor parametrilor.

V.2. Materiale.

Am folosit pentru cercetări oțelul OE-C₁₀X, aliajul AlSi₁MgMn și în mică măsură oțelul OLC 15. Oțelul OE C₁₀X are deosebită importanță tehnico-economică prin posibilitățile mari pe care le oferă în utilizarea și extinderea extrudării la rece, procedeu care este încă condiționat de procurarea din import Vest a oțelului necesar.

Oțelul OE-C₁₀X s-a elaborat de Industria Sîrmei din Cimpia-Turzii pe baza unor cercetări îndelungate efectuate de autor împreună cu un colectiv.

Acest oțel este specific extrudării la rece, avînd o plasticitate ridicată determinată de o compoziție și structură adecuată, avînd un conținut de carbon scăzut (C < 0,10%) și fără a fi calmat cu Si (Si < 0,10%).

./.

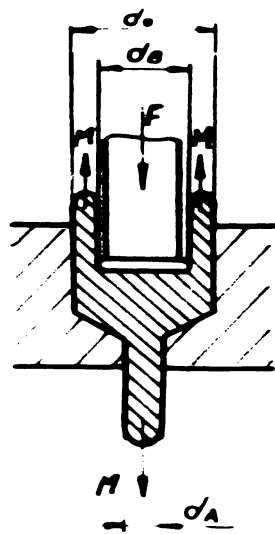


Fig. 34a Extrudare combinată axial simetrică cu acționarea forței într-un singur sens.

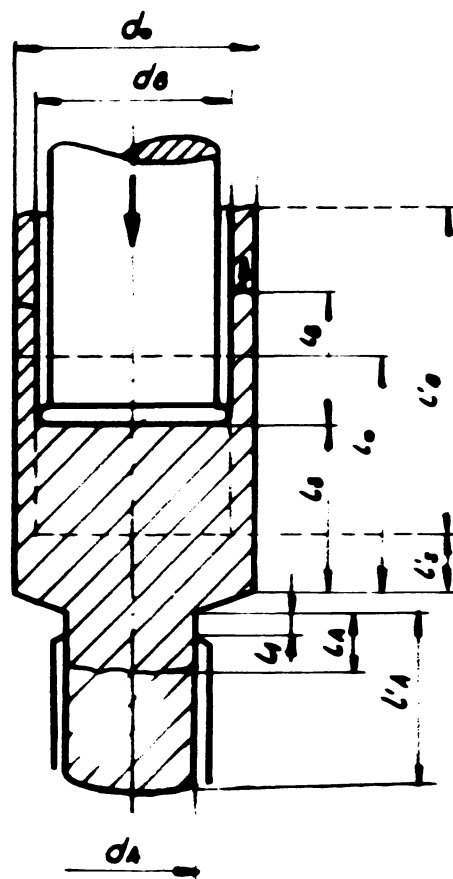


Fig. 34b Elemente dimensionale în cazul extrudării combinate pentru piese de formă pahar-tijă.

d_0 = diametrul semifabricatului egal cu diametrul locasului matritei.

d_A = diametrul tijei

d_b = diametrul interior al paharului

l_0 = lungimea inițială a semifabricatului

l_A, l'_A = lungimea tijei prin extrudare directă

l_B, l'_B = adâncimea cupei prin extrudare inversă

l_S, l'_S = lungimea neextrudată a semifabricatului

l_1 = lungimea matritei în zona de extrudare directă

Oțelul OE-C₁₀X utilizat la experimentări a avut compoziția chimică :

C	Mn	Si	Cr	Ni	S	P
0,09	0,51	0,09	0,10	0,16	0,017	0,021

Oțelul după elaborare turnare, laminare a fost supus unui tratament special de omogenizare.

În stare de livrare laminat, cojit oțelul OE-C₁₀X a avut duritatea de $H_M = 120 - 135$.

După laminare, cojire, unele bare au fost debitate și tratate termic prin încălzire la 880°C în atmosferă de protecție în cuptor tunel cu bandă, urmată de răcire în cuptor cu viteza de 15°/minut.

Prin acest tratament termic s-a obținut o duritate de $H_M = 90-105$ și o structură feritică-omogenă.

Oțelul OLC 15 a fost tratat termic în aceleași condiții având în stare laminat, cojit $H_M = 140 - 145$ și după normalizare cu răcire dirijată o duritate de $H_M = 115 - 120$.

Oțelul OLC 15 utilizat a avut compoziția chimică :

C	Mn	Si	Cr	Ni	S	P
0,15	0,55	0,27	0,015	0,021	0,028	0,017

Aliajul AlSi₁MgMn a avut duritatea de $H_M = 40 - 42$ și compoziția chimică :

Mg	Si	Cu	Mn	Al
0,91	1,25	0,87	0,10	rest

V.3. Dispozitive și scule pentru extrudare.

Pentru cercetările de extrudare combinată am conceput și realizat dispozitivul din fig.35 a.

Am adoptat poansoane cu formă și dimensiuni similare cu cele pentru extrudare inversă (fig.36).

Poansoanele au fost executate din oțel înalt aliat cu Cr (2% C, 12% Cr), tratate termic la duritatea de 60-62 HR_c și lepuite.

Matrițele le-am construit cu geometrie combinată.

Matrița superioară s-a dimensionat pentru extrudarea inversă iar matrița inferioară pentru extrudarea directă. Matrița superioară s-a realizat din două elemente. Matrița propriu-zisă s-a executat din oțel înalt aliat cu Cr (2% Cr) tratat termic la 60-62 HR_c iar mansonul s-a construit din oțel 30 MoCN20 tratat termic la 45-48 HR_c.

Matrița superioară s-a introdus în manson prin fretare la cald, mansonul fiind încălzit la 400°C.

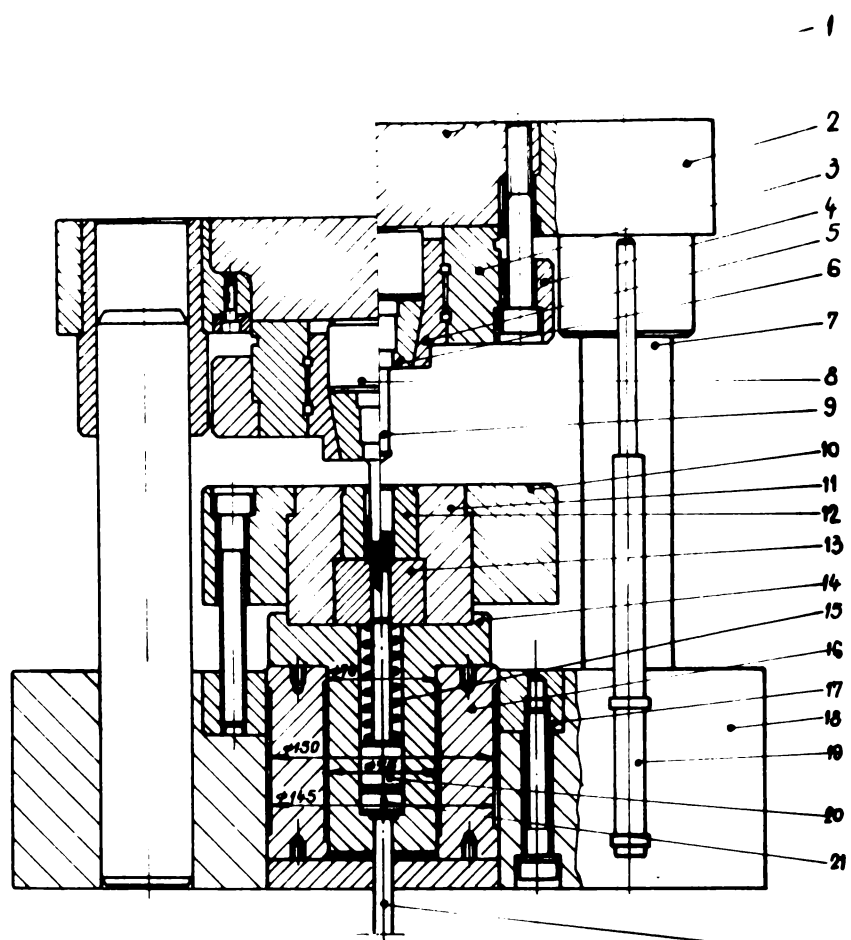


Fig. 35a **DISPOZITIV PENTRU EXTRUDARE COMBINATĂ**

- 1- Placă superioară de presiune ; 2- Placă superioară a dispozitivului ;
 3- Corpul piulitei ; 4- Capac de strângere superior ; 5- Piuliță ;
 6- Manson ; 7- Coloană ; 8- Pastilă de presiune ; 9- Poanson ;
 10- Capac de strângere inferior ; 11- Corpul matritei ; 12- Matrită
 superioară ; 13- Matrită inferioară ; 14- Suport de susținere a
 matritei ; 15- Arc de compresiune ; 16- Traductor de forță ;
 17- Inel de centrare ; 18- Placă inferioară a dispozitivului ; 19- Traductor
 de cursă ; 20- Aruncător ; 21- Pastilă de presiune ; 22- Aruncătorul
 preseii.



Fig. 35 b Vedere generală a dispozitivului de lucru pentru experimentări.

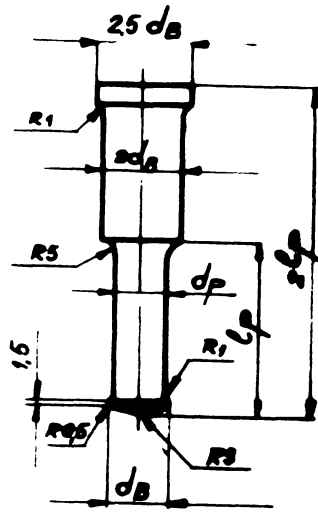


Fig. 36 Poanson

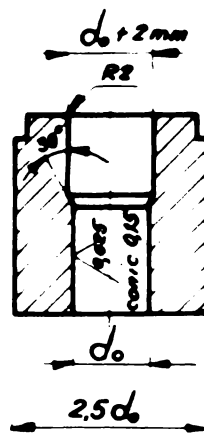


Fig. 37 Matrită superioară

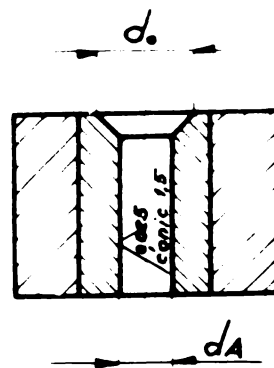


Fig. 38 Matrită inferioară

V.4. Utilaje și aparatură

V. 4.1. Utilaje.

Pentru determinarea curbei de curgere și a proprietăților fizico-mecanice am folosit prese hidraulice de laborator de 400 și de 2000 KN. Aceste prese au fost prevăzute cu aparatura necesară pentru măsurarea și înregistrarea forței.

Probele de extrudare le-am efectuat pe o presă cu excentric tip PEZF 250 seria 190338/1970, construită de firma Kieserling & Albrecht-Sollingen.

Presa este de tip cu două coloane, executată special pentru extrudare la rece, cu precizie înaltă, productivitate mare (40 piese/minut), cu posibilități de automatizare a procesului tehnologic și cu o viteză a berbecului de 0,25 m/s.

Dispozitivul de lucru arătat în fig.35a1-am montat direct pe placa presei, așa cum se vede în fig.35b.

V. 4.2. Aparatura de măsurare a forței

Pentru măsurarea forței am utilizat două metode folosind traductoare electrotensometrice.

a. Metoda cu traductoare în coloanele presei.

În acest caz am folosit traductoare tensometrice rezistive, având aplicate câte două mărci tensometrice pe fiecare coloană a presei.

Mărcile tensometrice sînt racordate la un aparat Mechatron produs al firmei Rheinmetall Elektronik GMBH - Düsseldorf.

Metoda adoptată constă din măsurarea alungirii relative $\varepsilon = \frac{\Delta l}{l}$ care oferă precizie mare în determinarea forței.

Conform legii lui Hooke există o dependență liniară între alungirea relativă ε și tensiunea de întindere.

$$\sigma = \varepsilon \cdot E \quad (5.1)$$

În starea de tensiune într-o singură direcție și cu secțiune constantă, în apropierea locului de măsurat, pentru tensiunea de întindere este valabilă relația :

$$\sigma = \frac{P}{F} \quad (5.2.)$$

Prin urmare, forța poate fi exprimată prin relația :

$$P = \sigma \cdot F = \varepsilon \cdot E \cdot F$$

Secțiunea F este constantă prin construcția mașinii.

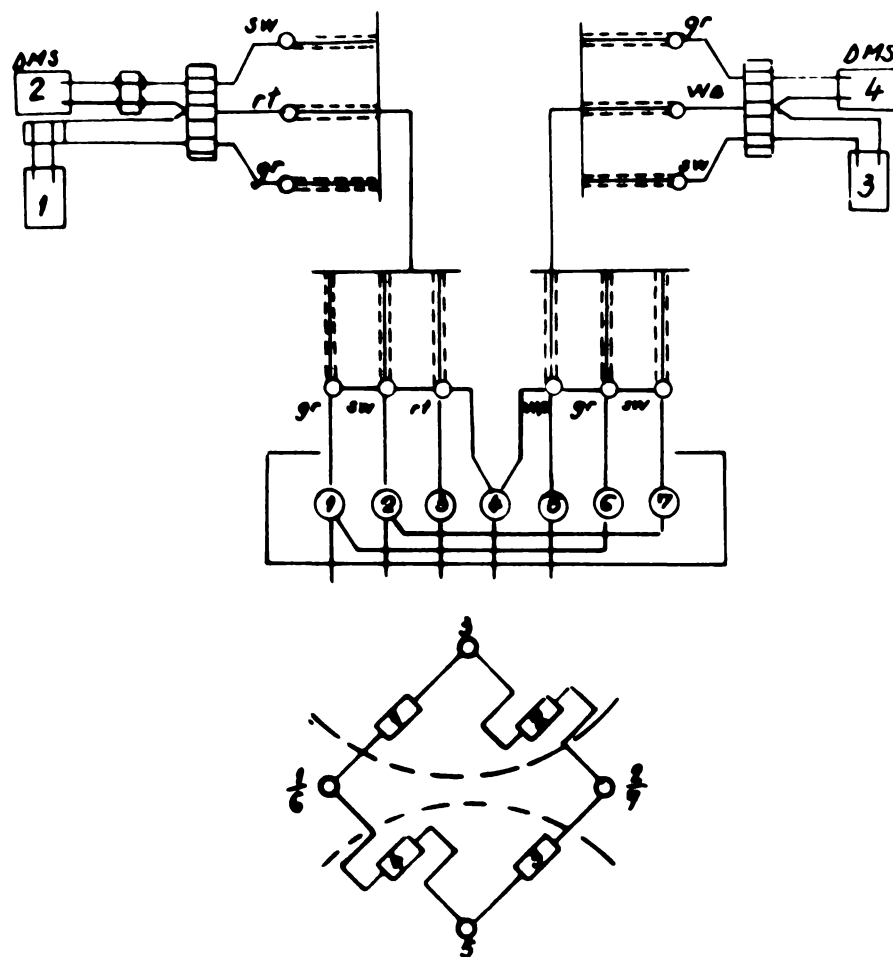


Fig. 39. Așezarea mărcilor tensometrice la presa cu două coloane. Rezistența unei mărci 600Ω
 Temperatura de lucru $-200 \div +200^\circ\text{C}$
 Material de lipit - ebit plastic
 Puncte de lipire 660.

Modulul de elasticitate E este pentru oțel practic constant, deoarece în domeniul de temperaturi 20-100°C variază numai cu cca. 10%.

Rezultă că forța P este proporțională cu alungirea relativă care se poate măsura prin modificarea rezistenței electrice a traductoarelor rezistive.

Mărcile tensometrice au fost așezate de constructorul presei în locul în care la încărcarea nominală a presei se produce deformarea elastică maximă.

În acest scop mărcile au fost aplicate în centrul secțiunii minime, adică în jumătatea înălțimii coloanei și în fibra neutră pentru a nu fi supusă unor tensiuni de încovoiere.

Mărcile tensometrice sînt legate în punte Wheastone, așa cum se prezintă în fig.39.

Aparatul Mechatron este prevăzut cu un generator cu frecvență de 5 KH_z care asigură alimentarea punții Wheastone.

Semnalul dat de traductoare este apoi amplificat într-un amplificator de bandă lată și redresat printr-un filtru demodulator, de unde trece la un aparat indicator.

În aceste condiții mărimea alungirii, respectiv a forței este redată de aparatul indicator din fig.40.

Acest aparat are la bază diagrama de etalonare din fig.42.

Prin metoda arătată mai sus, valoarea forței măsurate de aparat cuprinde și forțele de frecare ale berbecului în ghidajele din coloanele presei.

Acestea se determină prin măsurarea forțelor la mersul în gol al presei.

b. Metoda cu traductoare în scule

În cazul acestei metode am folosit un traductor electro-tensometric, așa cum se prezintă în fig.35 a poz. 16. Acest traductor preia forțele care apar în scule în timpul extrudării.

Corpul de probă al traductorului este format dintr-o bușe de oțel OLC 60 cu diametrul exterior de 145 mm și diametrul interior de 75 mm, avînd deci o secțiune netă de cca. 12100 mm^2 .

La jumătatea înălțimii cilindrului, pe suprafața exterioară, s-au aplicat patru mărci tensometrice dispuse după două diametre perpendiculare.

Aceste mărci au fost legate în punte întreagă, conform schemei din fig.43, bornele de ieșire fiind notate după aceeași convenție cu cea folosită la aparatura Hottinger-Baldwin, adică 1 și 4 la diagonale de alimentare și 2,3 la diagonala de măsură.

Mărcile utilizate au fost tip XB 115/120 furnizate de firma Hottinger, fixarea s-a făcut cu adeziv "Armstrong epoxy resin typ

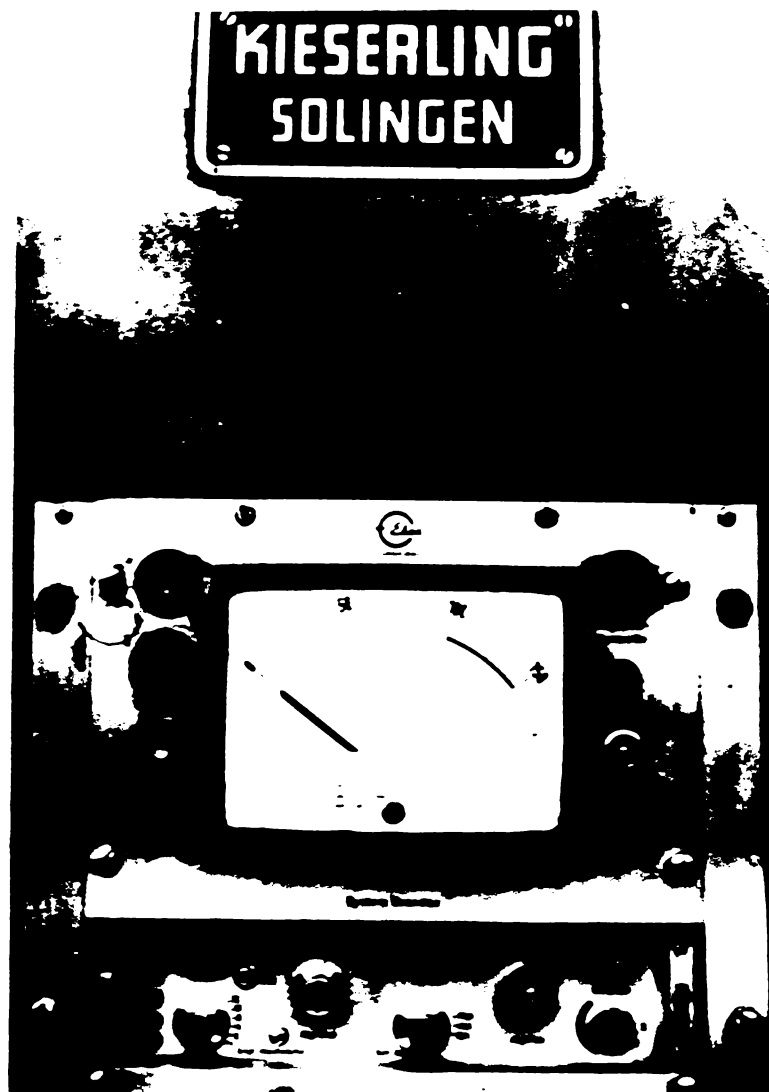


Fig. 40 Vedere generală a aparatului Mechatron

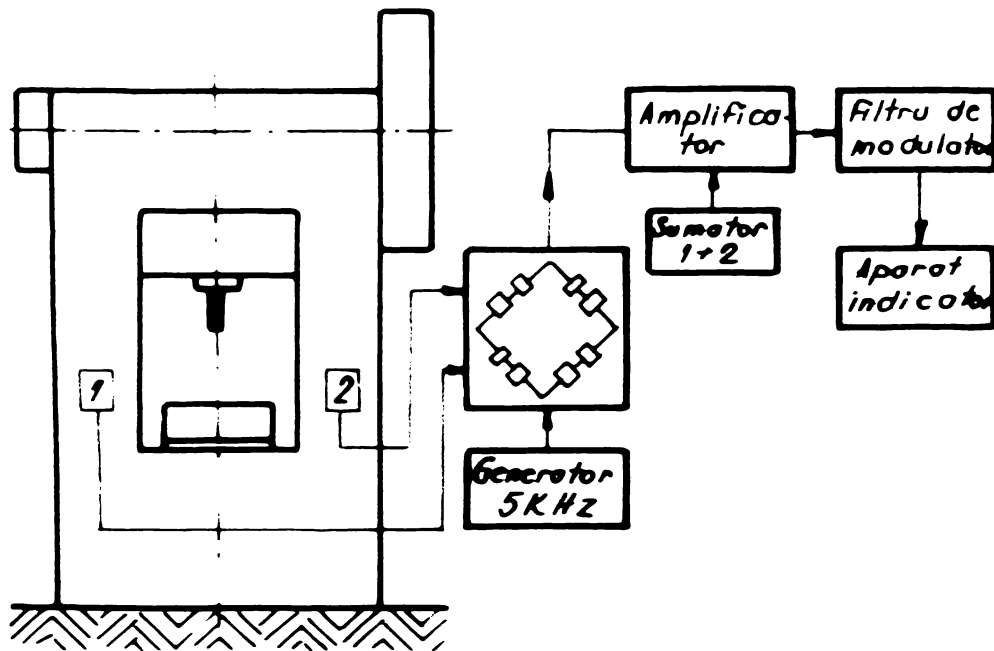


Fig. 41. Schema bloc a instalației de măsurare a forței folosind aparatul MECHATRON

A4" de la firma BEAN (SUA) iar protecția mărcilor s-a realizat cu material de protecție" GAGEKOTE" typ B de la firma BEAN.

Etalonarea s-a efectuat cu ajutorul unei prese hidraulice pînă la forța de 1000 KN.

Înainte de etalonarea traductorului, acesta a fost sollicitat de cîteva ori pînă la 1000 KN în scopul realizării mărcilor tensometrice.

Presarea traductorului s-a făcut centric.

Cu media valorilor măsurate pe o punte Hottinger Baldwintip MK-K Factor = 2, s-a trasat curba de etalonare din Fig.44a. Încărcarea s-a făcut în trepte de cîte 100 KN.

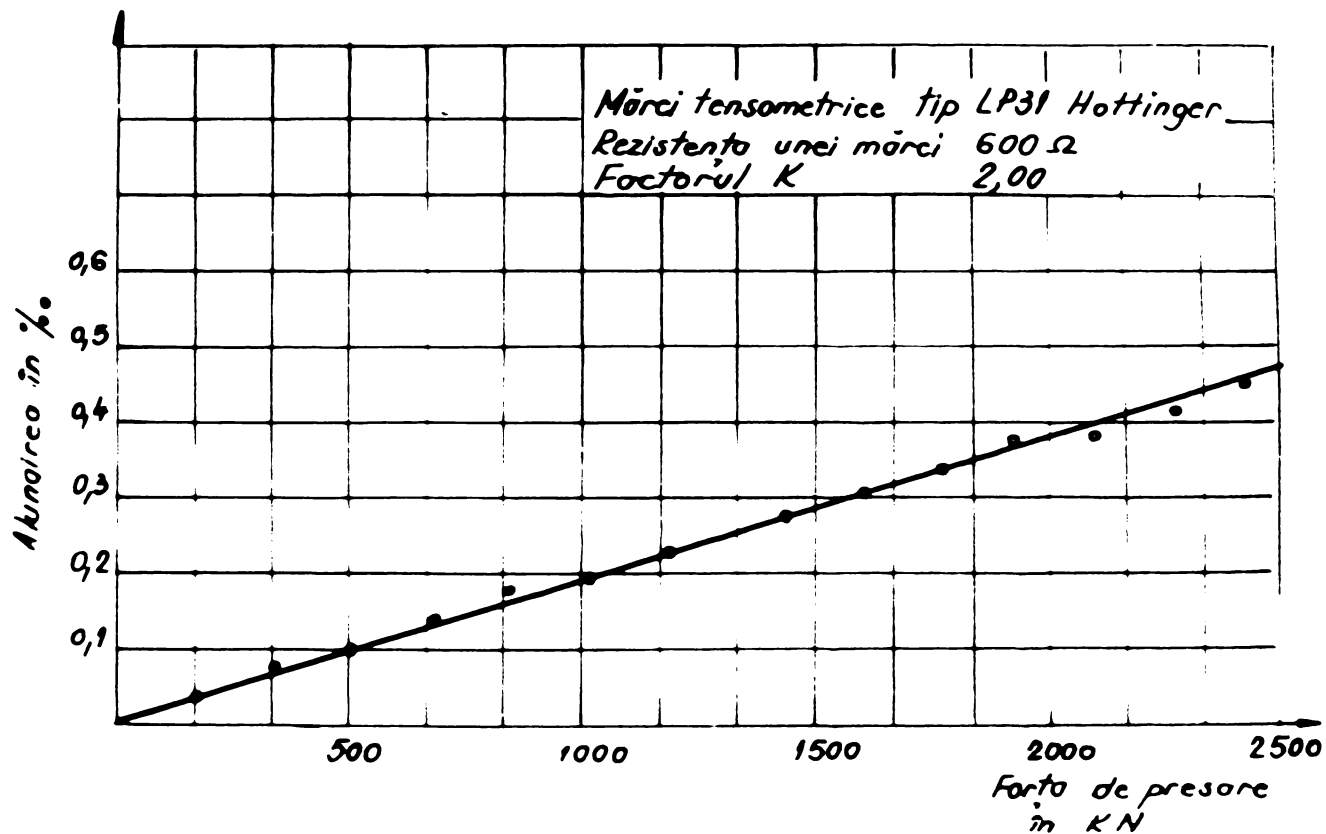


Fig. 42 Variația forței de presare în funcție de alungire.

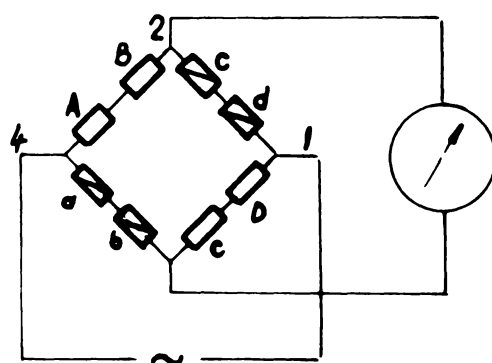
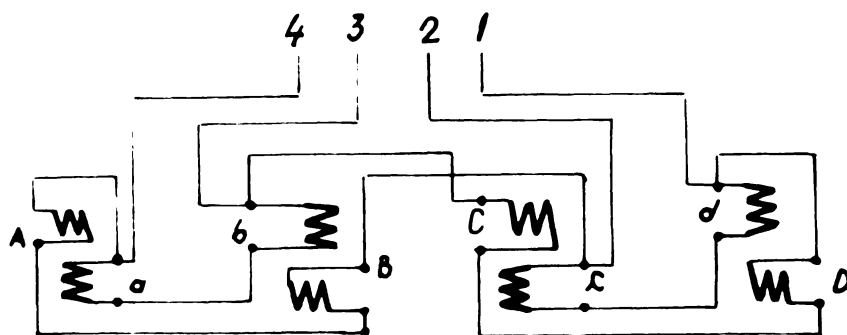


Fig. 43 Schema legăturilor la traductorul electrotensiometric pentru compresiune (legare în punte)

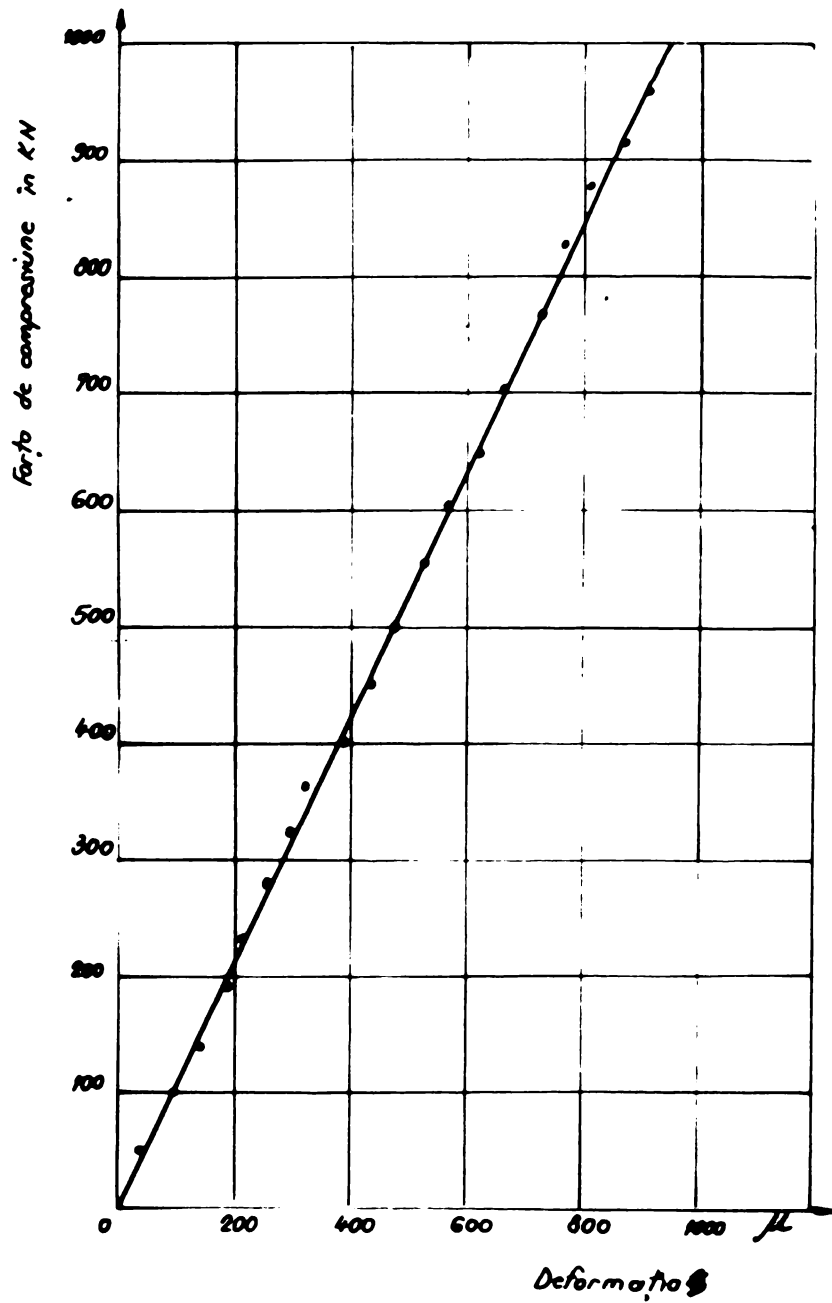


Fig. 4.4a Curba de etalonare a transductorului electrotenzometric pentru compresiune stabilită prin încercare în trepte de 100 kN la presa hidrolică.

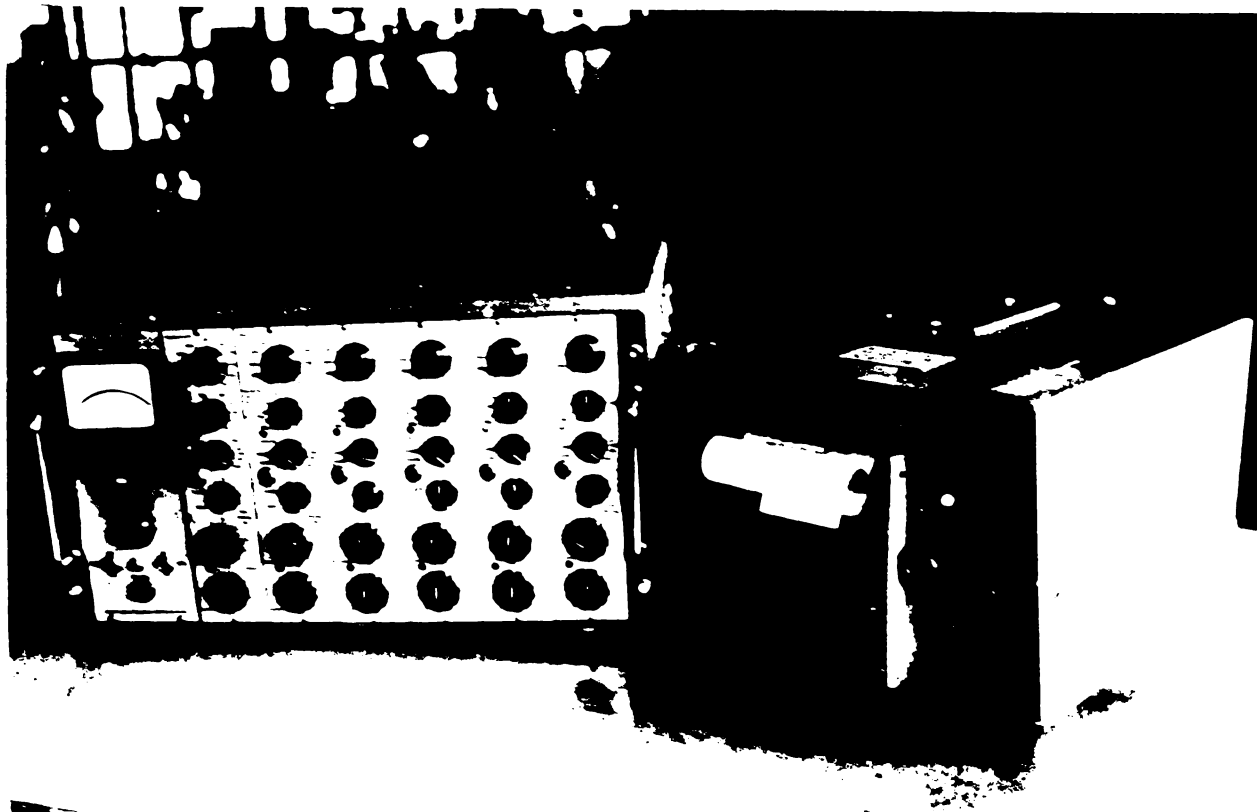


Fig. 44 b. Vedere generală a oscilografului Honeywell-1706 Viscorder și a aparaturii de reglare KWS/6T-5.

CAPITOLUL VI.

Determinarea rezistenței la deformare K_f și a
durității în funcție de raportul de deformare.

VI. Determinarea rezistenței la deformare k_f și a durității în funcție de raportul de deformare.

VI.1. Determinarea rezistenței la deformare k_f în funcție de raportul de deformare.

Înainte de cercetările specifice procesului de deformare al extrudării combinate am efectuat o serie de experimentări pentru a determina curba de curgere a materialului, respectiv a stabili influența raportului de deformare R sau a gradului de deformare $\ln R$ asupra rezistenței la deformare k_f .

În principiu, este posibilă utilizarea oricărui procedeu de deformare pentru determinarea rezistenței la deformare k_f în funcție de gradul de deformare, respectiv pentru ridicarea curbei de curgere, atât timp cât pe lângă deformațiile care apar pot fi determinate și tensiunile care acționează.

Rezistența la deformare k_f se poate determina mai rațional prin încercarea de tracțiune sau de compresiune, la care, cu anumite premise, starea de tensiune monoaxială este ușor de realizat.

Încercarea de tracțiune are dezavantajul că, pînă la începerea gîturii, adică pînă la apariția unei stări de tensiune multiaxiale, pot fi realizate numai deformații reduse. Deformații mai mari la solicitare monoaxială pot fi atinse numai la încercarea de compresiune. În acest caz frecarea dintre suprafețele de presare trebuie eliminată sau compensată.

Pentru determinarea curbei de curgere am ales metoda refulării epruvetelor cilindrice cu suprafețe frontale plane, asigurînd ungerea uscată cu bisulfură de molibden pe suprafețe fosfate în prealabil.

În timpul refulării, materialul se deformează, deplasîndu-se pe suprafețele de contact.

Efortul unitar tangențial pe suprafața de contact (datorită forțelor de frecare) este funcție de efortul unitar normal la suprafață σ_z și de coeficientul de frecare μ , fiind dat de relația:

$$\tau = \mu \cdot \sigma_z \quad (6.2)$$

Din epruvetă am considerat un element de înălțime h , limitat de două cercuri concentrice cu distanța între ele d_ρ și de două raze care formează între ele unghiul $d\theta$.

Pe baza ecuației de echilibru în raport cu axa ρ se obține relația :

$$\sigma_\rho \cdot \rho \cdot h \cdot d\theta - (\sigma_\rho + d\sigma_\rho)(\rho + d\rho) d\theta \cdot h + 2 \cdot \tau \cdot \frac{d\theta}{2} \cdot h \cdot d\rho - 2 \tau \cdot d\theta \cdot d\rho = 0 \quad (6.2)$$

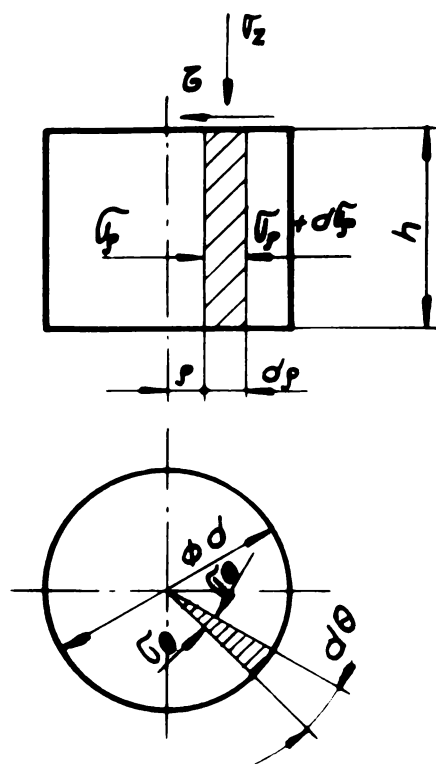


Fig. 45 Refularea epruvetelor cilindrice

După ce se fac operațiile și se reduc termenii asemenea considerând că $\bar{\sigma}_\rho = \bar{\sigma}_\theta$, se obține :

$$d\bar{\sigma}_\rho = -2B \cdot \frac{d\rho}{h} \quad (6.3)$$

Folosind ecuația diferențială a plasticității care în acest caz are forma :

$$\frac{d\bar{\sigma}_\rho}{d\rho} = \frac{d\bar{\sigma}_z}{d\rho} \quad (6.4)$$

Relația (6.3) poate fi scrisă astfel :

$$d\bar{\sigma}_z = -2B \cdot \frac{d\rho}{h} \quad (6.5)$$

Ținând seama de ecuația (6.1), relația 6.5 devine :

$$\begin{aligned} d\bar{\sigma}_z &= -2\mu \cdot \bar{\sigma}_z \cdot \frac{d\rho}{h} \\ \frac{d\bar{\sigma}_z}{\bar{\sigma}_z} &= -\frac{2\mu}{h} \cdot d\rho \end{aligned} \quad (6.6)$$

Făcând integrarea ecuației (6.6) se obține relația :

$$\bar{\sigma}_z = 2K \cdot e^{-\frac{2\mu}{h}(\frac{d}{2} - \rho)} \quad (6.7)$$

Forța de deformare va fi :

$$P = \int_0^{\frac{2d}{2}} \bar{\sigma}_z \cdot 2\pi\rho \cdot d\rho = 4\pi K \int_0^{\frac{d}{2}} e^{-\frac{2\mu}{h}(\frac{d}{2} - \rho)} \cdot \rho \cdot d\rho = \frac{\pi d^2}{4} \cdot 4K \frac{h^2}{\mu^2 d^2} \left(e^{\frac{\mu d}{h}} - 1 - \frac{\mu d}{h} \right) \quad (6.8)$$

iar forța specifică de deformare p va fi :

$$p = \frac{P}{\frac{\pi d^2}{4}} = 4K \frac{h^2}{\mu^2 d^2} \left(e^{\frac{\mu d}{h}} - 1 - \frac{\mu d}{h} \right) \quad (6.9)$$

Dacă din relația (6.9) se dezvoltă în serie termenul $e^{\frac{\mu d}{h}}$ și se iau în considerație primii patru termeni (ceilalți au valori neglijabile) deoarece $\mu < 0,1$, se obține :

$$e^{\frac{\mu d}{h}} = 1 + \frac{\mu d}{h} + \frac{1}{2} \cdot \frac{\mu^2 d^2}{h^2} + \frac{1}{6} \cdot \frac{\mu^3 d^3}{h^3} \quad (6.10)$$

Înlocuind în relația (6.9) valoarea termenului din ecuația (6.10), aceasta primește forma :

$$p = 2K \left(1 + \frac{1}{3} \mu \frac{d}{h} \right) \quad (6.11)$$

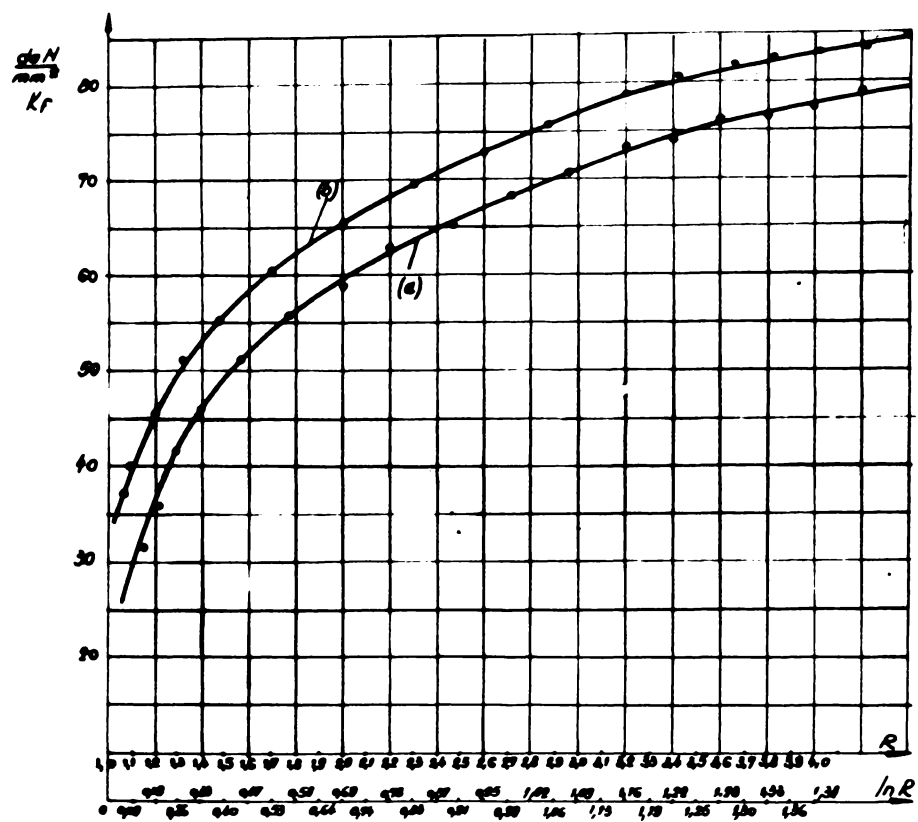


Fig 46 Curba de curgere a otelului OE - C10X
 (a) laminat, cojit, receipt HM = 90-105
 (b) laminat, cojit HM = 120-135

Pe baza criteriului de plasticitate folosind relația
 $\sqrt{1} - \sqrt{3} = K_f = 2\sigma_{max} = 2K$

$$\text{rezultă } p = K_f \left(1 + \frac{1}{3} \mu \frac{d}{h}\right) \quad (6.12)$$

unde k_f este rezistența specifică la deformare.

Din relația (6.12) rezultă :

$$K_f = \frac{P}{1 + \frac{1}{3} \mu \frac{d}{h}} \quad (6.13)$$

În cazul cînd neglijăm frecarea, mai ales pentru $\mu < 0,1$ se ajunge ca $k_f = p$.

Aplicînd o forță de compresiune asupra epruvetei, se ajunge la un moment dat, cînd tensiunea creată în material este mai mare decît rezistența la deformare k_f , astfel că materialul începe să se deformeze.

În timpul deformării, materialul se ecruisează și în consecință crește valoarea rezistenței la deformare k_f , necesitînd creșterea forței de compresiune.

Pentru diferite rapoarte de deformare R vor corespunde valori diferite ale rezistenței la deformare k_f , putîndu-se construi în acest fel curba de curgere a materialului pentru o anumită stare (compoziție chimică, structură, duritate).

În aceste condiții am construit curba de curgere pentru oțelul OE-CloX, OLC 15 și aliajul $AlSi_1MgMn$ așa cum este prezentată în fig. 46, 47 și 48.

Se observă la început o creștere relativ mare a rezistenței la deformare k_f .

Pentru valori ale lui $R > 1,5$ se constată o creștere aproape proporțională a lui k_f .

VI.2. Determinarea durității în funcție de raportul de deformare.

Raportul de deformare are influență și asupra durității materialului. Acest lucru se explică prin faptul că în timpul extrudării la rece materialul se ecruisează, ceea ce face ca duritatea să crească concomitent cu rezistența la deformare.

Cercetările privind influența raportului de deformare asupra durității le-am efectuat utilizînd oțelul OE-CloX și aliajul $AlSi_1MgMn$ și am folosit aceleași epruvete care au fost solicitate la compresiune pentru determinarea curbei de curgere.

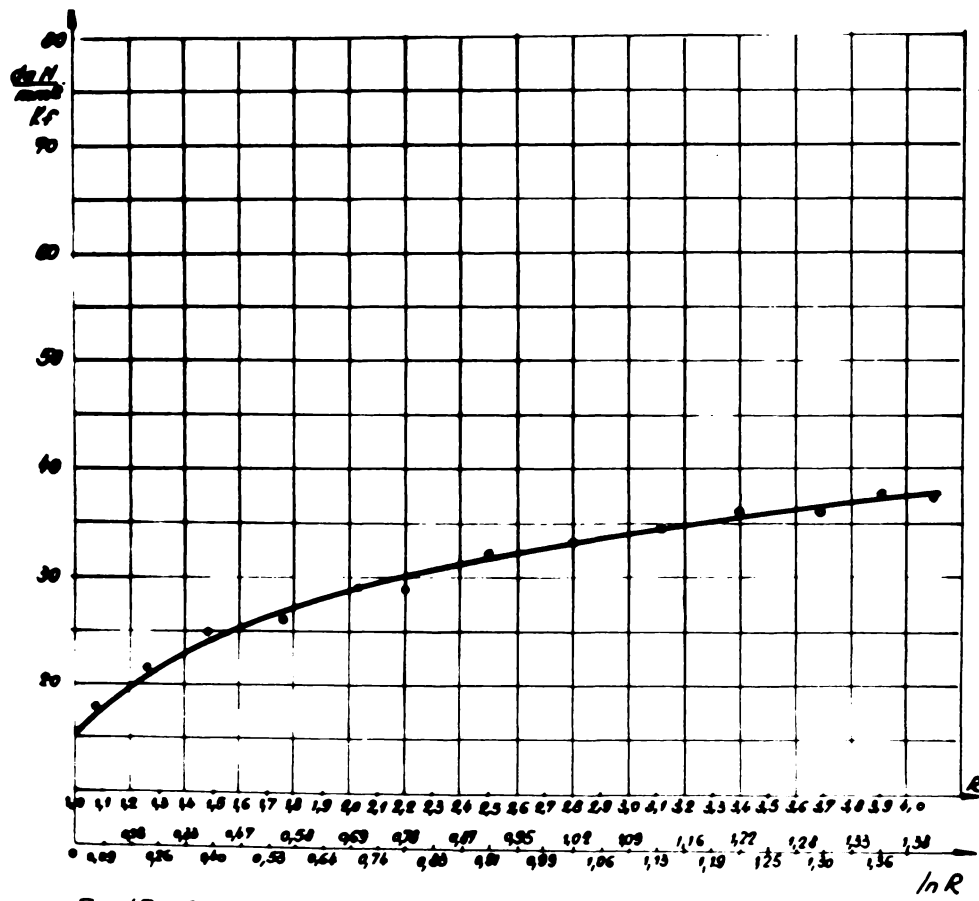


Fig 47 Curba de curgere a aliajului Al-Si, Mg-Mn

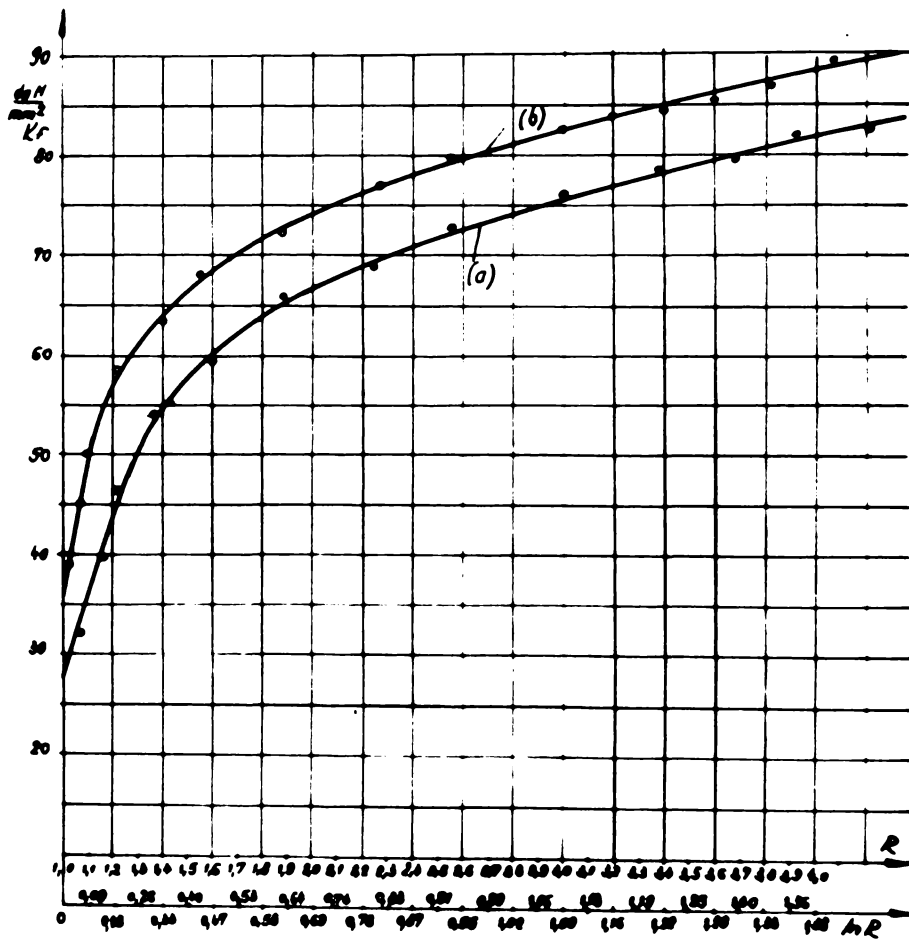


Fig 48 Curba de curgere a otelului OLC 15
 (a) laminat, agit, recept HM = 115-120
 (b) laminat, agit HM = 140-145

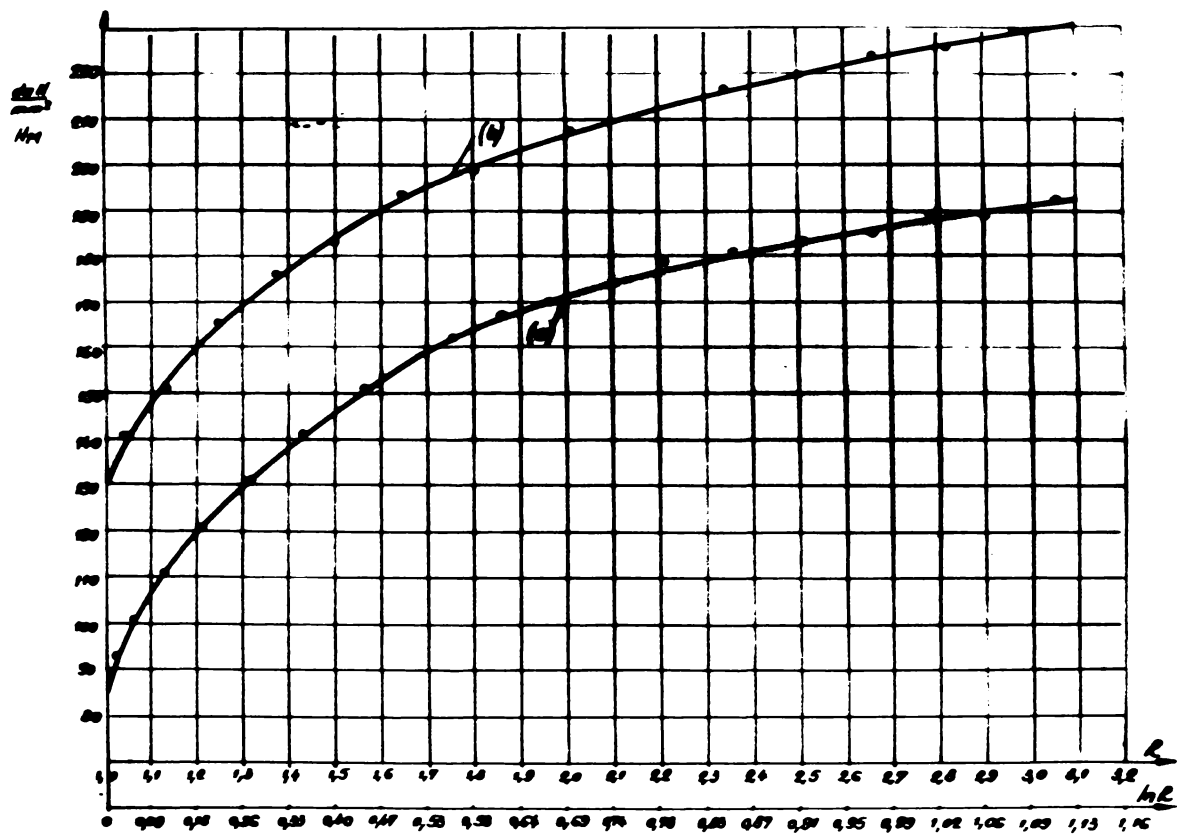


Fig. 49 Variația durității H_n în funcție de raportul de deformare R a oțelului OE-C20X
 (a) laminat, cugit, recept $H_n = 90-105$
 (b) laminat, cugit, $H_n = 120-135$

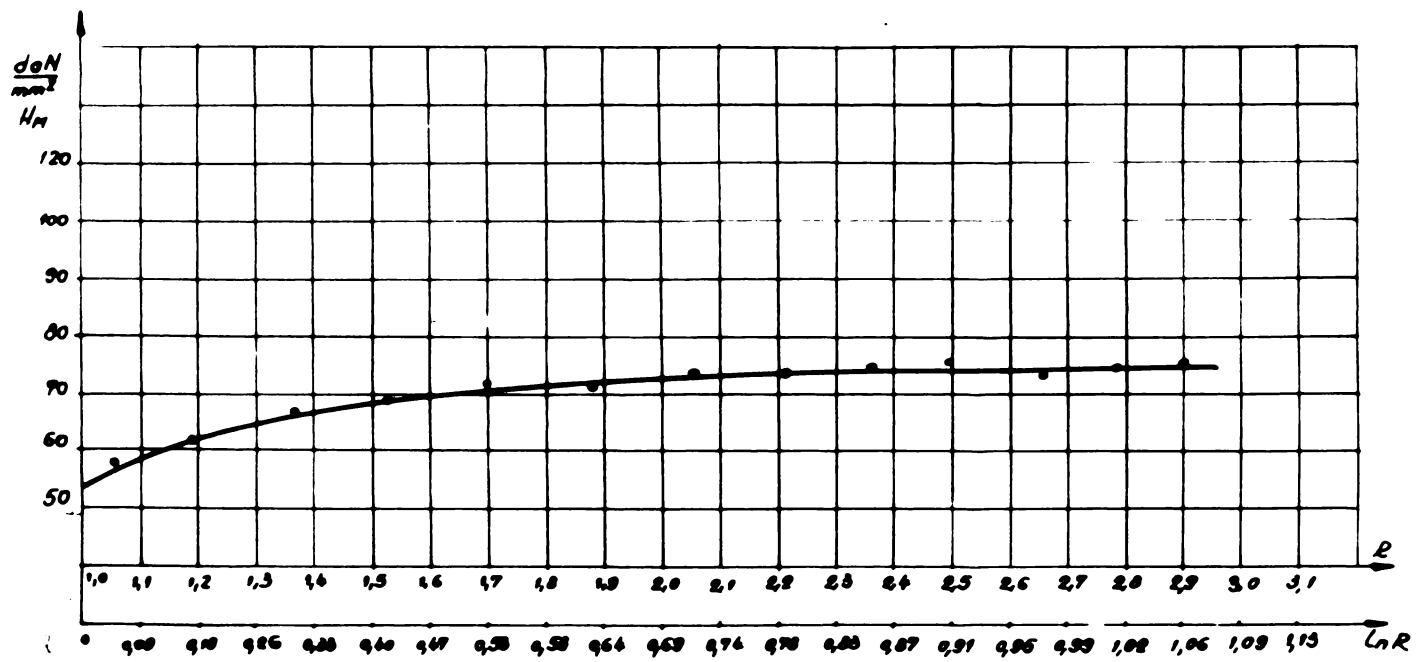


Fig 50 Variatia durității H_M în funcție de raportul de deformare R a aliajului $AlSi_9MgMn$

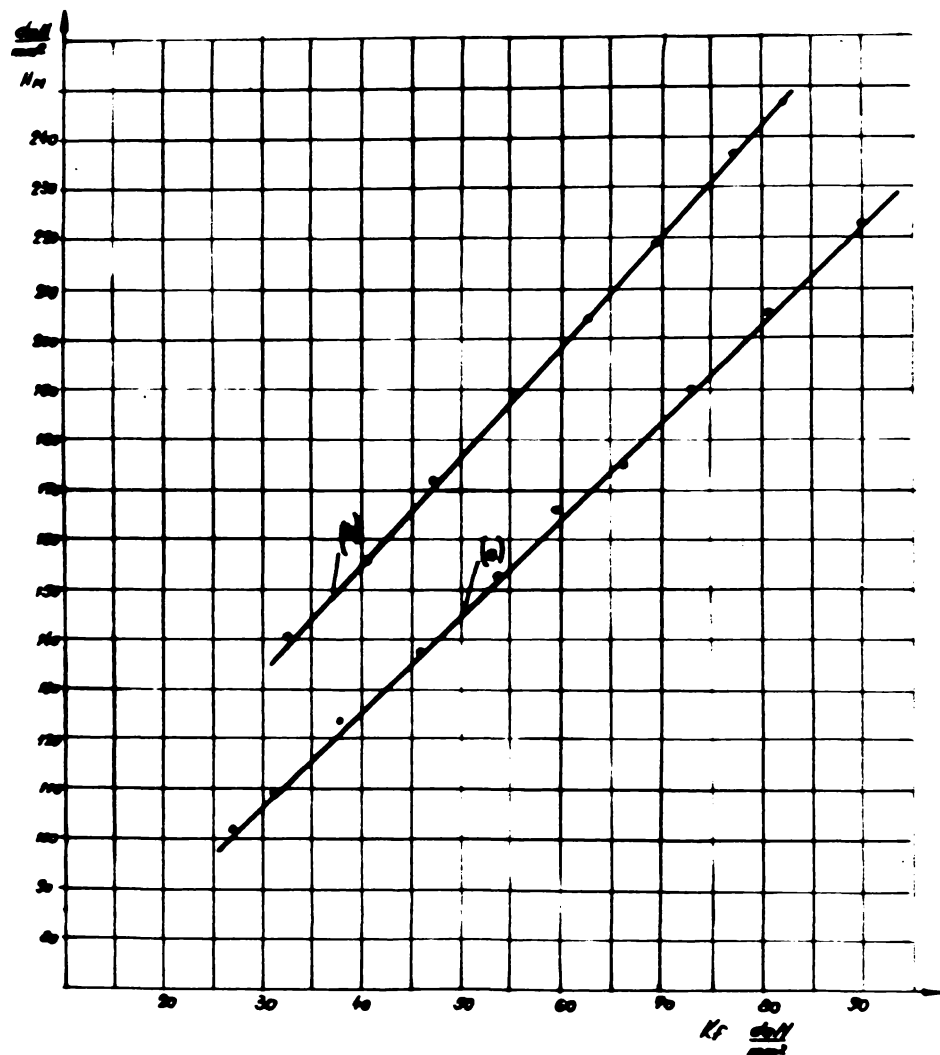


Fig. 57a Variația rezistenței la deformare K_f funcție de duritatea H_N la oțel OE-C10X
 (a) laminat, cavit, recept $H_N = 90-105$
 (b) laminat, cavit $H_N = 100-135$

Inițial am experimentat ca metode de duritate metoda Brinell și Vickers, însă ambele prezintă unele imprecizii.

Urmare acestui fapt am încercat utilizarea metodei Meyer care are la bază relația empirică :

$$P = K \cdot d^{n'} \quad (6.2.1)$$

unde P este sarcina aplicată în daN

d - diametrul urmei în mm

n' - o constantă a materialului care depinde de ecruisare.

K - o constantă a materialului care exprimă rezistența la pătrundere.

Pentru determinarea durității Meyer am folosit relația :

$$p = \frac{P}{\pi \cdot r^2} = \frac{4P}{\pi d^2} \quad (6.2.2)$$

în care p este presiunea medie dintre suprafața penetratorului și cea a urmei lăsată pe piesă.

r - raza amprentei

Duritatea Meyer, H_M , se exprimă în unități reprezentând forță/arie și este influențată mai puțin de sarcina aplicată decât duritatea Brinell. Pentru un material prelucrat prin deformare plastică la rece, duritatea Meyer este practic constantă și independentă de sarcină, în timp ce duritatea Brinell descrește atunci când sarcina crește.

Pentru un metal în stare recoaptă duritatea Meyer crește continuu cu sarcina, din cauza ecruisării produse de către pătrunderea penetratorului ; duritatea Brinell inițial va crește odată cu creșterea sarcinii, iar în continuare va scădea atunci când sarcina continuă să crească.

Utilizând duritatea Meyer am obținut diagramele din fig.49 și fig.50 în care se prezintă variația durității în funcție de raportul de deformare.

Pe baza acestor date și a diagramelor din fig.46 și 47, am stabilit că se poate determina o legătură directă între variația durității Meyer, H_M și rezistența la deformare k_f .

Acestea sînt prezentate în fig. 51a și fig.51b.

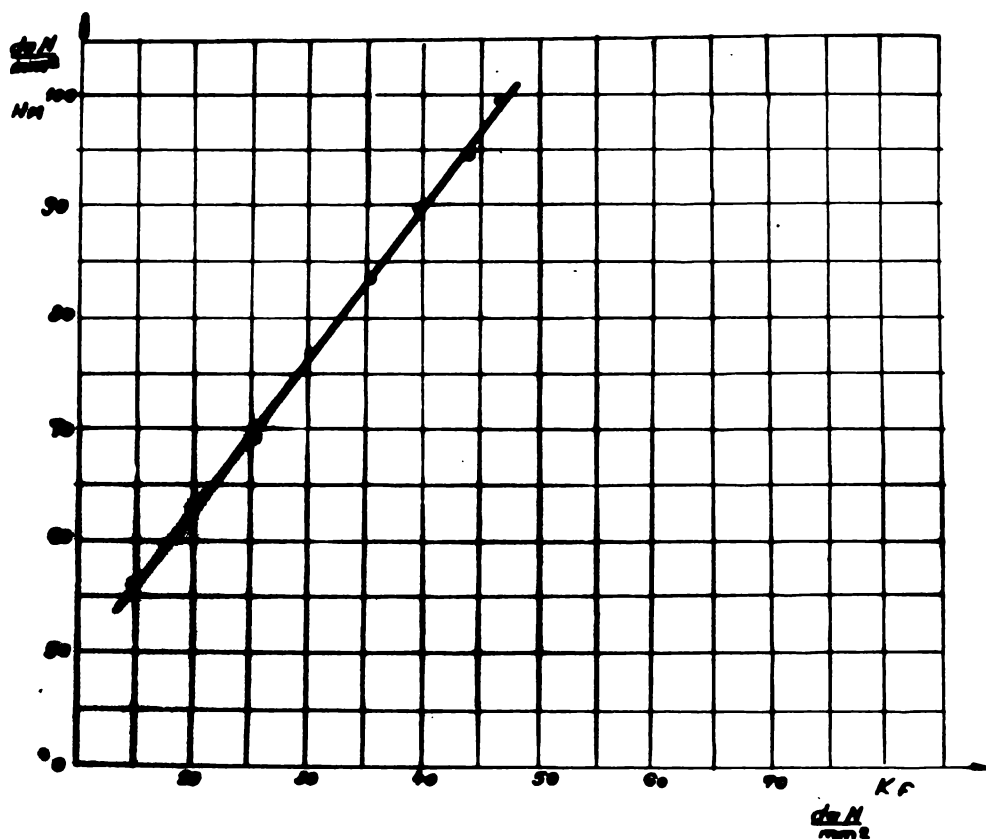


Fig. 516 Variația rezistenței la deformare K_f funcție de duritatea R_p a aliajului AlSi₁MgMn

CAPITOLUL VII.

Determinarea coeficientului de frecare

VII. Determinarea coeficientului de frecare μ .

Frecarea în cazul prelucrării metalelor prin extrudare la rece, deși este o frecare între corpuri în mișcare se remarcă prin proprietățile reologice și prin condițiile specifice de interacțiune ale componentelor frecării. Deși apărută destul de recent, știința despre frecarea în cursul proceselor de deformare plastică a metalelor a cunoscut o dezvoltare rapidă în urma cercetărilor întreprinse, astfel că pot fi formulate legăturile sale de bază cu aplicații directe în procesele de deformare ale extrudării la rece.

Spre deosebire de frecarea mecanică, frecarea în procesele de deformare plastică a metalelor este esențial influențată de deosebirile dintre proprietățile reologice ale componentelor frecării (corpurilor între care apare frecarea). În procesele de prelucrare prin deformare plastică a metalelor frecarea are loc între un corp deformat elastic (scula) și altul deformat plastic (piesa); de aceea, în loc de frecarea mecanică, ce poate fi de repaus sau de mișcare, apare frecarea la deformare, care se poate subîmpărți în frecare la deformare elastică și permanentă a componentelor frecării (corpurilor în frecare).

Caracteristicile reologice ale componentelor frecării permit considerarea, pe lângă proprietățile de frecare, a schemei deformării de volum a acestora, care poate fi elastică, elastoplastică, viscoasă, viscoasă-plastică.

Imaginea fizică a frecării la deformare trebuie să țină seama de ~~deformare trebuie să țină seama de~~ formarea zonelor și de neuniformitatea deformării, în special în cazul corpului deformat plastic, ca și de starea structurală a acestuia.

Corpul deformat plastic poate fi supus, într-o porțiune a zonei de contact, unei frecări la deformare, datorită deformării elastice, ca în cazul porțiunii de aderentă C în timpul refulării (săgețile punctate din fig.52a), iar în restul zonei de contact, unei frecări datorită deformării plastice.

În cazul frecării mecanice, este de neconceput prezența simultană a frecării de repaus și a celei de mișcare.

Forțele de frecare în procesele de deformare plastică nu apar nemijlocit în urma deformării (înțelegând prin aceasta schimbarea formei corpului, alunecarea în lungul planurilor cristalografice, schimbarea distanțelor dintre particulele vecine), ci în urma unor deplasări prin deformare sau "rigide". Dat fiind că aceste deplasări sînt funcție de coordonatele diferitelor puncte ale corpului deformat,

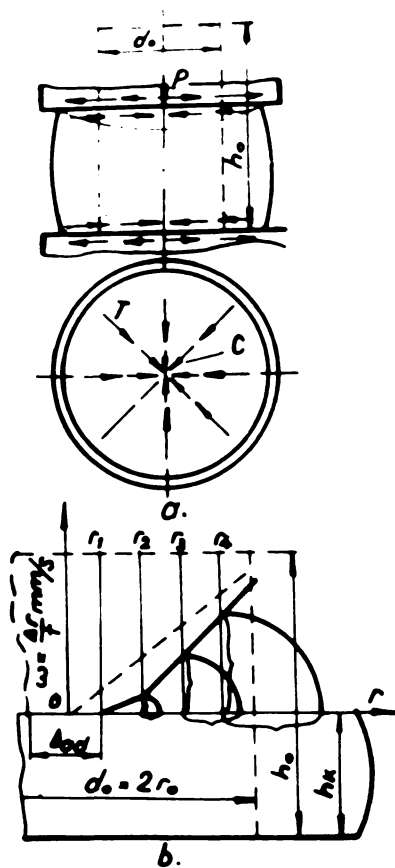


Fig. 52 Forțe de frecare radiale la suprafața de contact a unui corp refulat (a) și epura corespunzătoare a vitezelor de deformare permanentă (b) r_1, r_2, r_3, r_4 - razele cercurilor concentrice corespunzătoare creșterii vitezei de deformare absolută $\frac{\Delta r}{t}$ mm/s; d_{od} - diametrul regiunii de aderentă, unde $\frac{\Delta r}{t} = 0$, adică nu apar deformări permanente.

Spura vitezelor ce caracterizează frecarea are aspectul din fig.52b (linia punctată - în absența frecării; linia plină - în prezența frecării).

În consecință în zona de contact se poate deosebi o porțiune în care deplasările sînt reversibile (d_{ad}) și o porțiune în care deplasările sînt ireversibile și neuniforme (restul zonei de contact, de formă inelară). Astfel, pe cînd în cazul frecării mecanice, cîmpurile vitezelor de deplasare ale corpurilor și forțelor de frecare sînt uniforme și unidirecționale, frecarea la deformare plastică se caracterizează prin cîmpuri de viteze de deplasare și forțe de frecare neuniforme și îndreptate în diferite direcții. De exemplu, zona de contact în cazul refulării unui cilindru se caracterizează prin viteze de deplasare radiale, cu atît mai mari, cu cît este mai mare raza r a cercului concentric al contactului (fig.52b).

Forțele de frecare ale fiecărei perechi de componente sînt opuse, atît în regiunea deplasărilor reversibile, cît și în a celor ireversibile (secțiunea de sus din fig.52a). În acest domeniu sînt importante frecarea activă și frecarea rezistentă, precum și ipoteza existenței perechilor de forțe de frecare.

Este mai puțin studiat echilibrul forțelor de frecare în zona suprafețelor celor două componente ale perechii de corpuri supuse frecării. În zona de deformare a metalului supus deformării, forțele de frecare sînt dispuse după următoarele trei tipuri de scheme :

- forțe de frecare convergente în echilibru (de exemplu în cazul refulării (fig.52a).

- forțe de frecare divergente în echilibru (de exemplu la presare fig.53a).

- forțe de frecare ce nu se echilibrează (de exemplu la extrudare directă fig.53b); o schemă analogă a forțelor de frecare ce nu se echilibrează reciproc se observă și în zona de deformare în cazul presării). Dacă forțele de frecare nu se echilibrează reciproc, apare o forță rezultantă, pe cînd dacă forțele de frecare sînt în echilibru, asupra corpurilor între care are loc frecarea nu acționează o rezultantă. În cazul operațiilor mai complicate de prelucrare prin deformare plastică se întîlnesc cîmpuri combinate de forțe de frecare. De exemplu la un proces de extrudare inversă și refulare cu ajutorul unui poanson inelar, au loc simultan o aplatizare și o ungere a metalului prin orificiul central. Astfel, la suprafața metalului aflat în orificiul central apar forțe de frecare neechilibrate care au o rezultantă, iar în lungul suprafeței plane a inelului acționează forțe de frecare ce se echilibrează în lungul unei suprafețe cilindrice (o-o, în fig.53c).

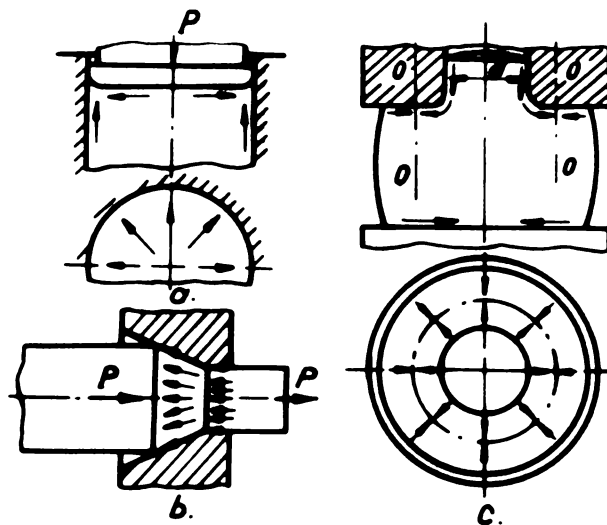


Fig. 53 Schema forțelor de frecare la deformare
 a - forțe divergente care se echilibrează reciproc; b - forțe ce nu se echilibrează reciproc; c - forțe convergente ce se echilibrează reciproc.

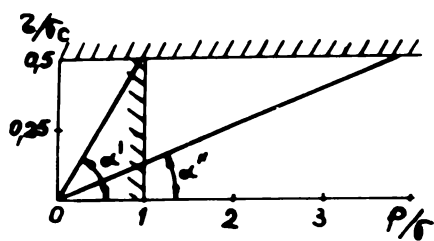


Fig. 54 Variația coeficientului de frecare în funcție de forța specifică.

Analiza diferitelor variante de forme de cîmpuri ale forțelor de frecare permite formularea condițiilor de apariție a zonelor în cursul deformării plastice. Echilibrul forțelor convergente de frecare în cursul deformării metalului duce la formarea în metal a unor zone greu deformabile (de exemplu, la refulare, în centrul zonei de contact). Echilibrul forțelor divergente este legat, dimpotrivă, de accentuarea locală a deformării (de exemplu, în cazul formării golurilor la presare).

Forțele de frecare neechilibrate, care acționează asupra corpului supus deformării, duc la o blocare locală a straturilor de metal deplasate, la mășirea gradientului de viteză în secțiunea transversală a zonei de deformare, la apariția tensiunilor de întindere și a unor defecte de prelucrare.

În cazul frecării la deformare, structura contactului se caracterizează prin aceea că, în urma încărcării dincolo de limita de curgere, în materialul deformat plastic este reprodus relieful asperităților corpului deformat elastic, adică proeminențele de pe suprafața acestuia din urmă pătrund în materialul deformat plastic, care umple golurile dintre proeminențele amintite.

Astfel, spre deosebire de frecarea mecanică, în cazul căreia, datorită existenței doar a unor puncte discrete de contact, suprafața reală de frecare reprezintă cîteva sutimi din suprafața nominală de frecare, în cazul frecării la deformare plastică, suprafața reală de contact este de multe ori mai mare. Aceasta este una din cauzele principale ale apariției unor forțe de frecare mari în timpul prelucrării prin deformare plastică.

Alt factor care influențează frecarea la deformare, spre deosebire de frecarea mecanică, reprezintă caracteristicile de deformare de volum, cum ar fi raportul dimensiunilor corpului deformat permanent, forma, volumul și dimensiunile părților exterioare zonei de contact ale materialului deformat, neuniformitățile cîmpului său termic. Forțele de frecare la deformare, fiind tensiuni tangențiale, trebuie să satisfacă condiția $\beta \leq 0,5 \sqrt{C}$ (fig.54). De aici rezultă, de asemenea, că odată cu creșterea forței specifice p , coeficientul de frecare, egal cu $\tan \alpha$ se micșorează, deoarece $\alpha'' < \alpha'$ (fig.54).

Faptul că forțele de frecare la deformare sînt mult mai mari decît cele frecare mecanică se explică și prin prezența unor tensiuni normale de contact, mult mai mari (250.300 daN/mm^2 în loc de $3-6 \text{ daN/mm}^2$ precum și prin eliminarea prin presare sau ardere a lubrifianților datorită temperaturilor înalte care se produc între suprafețele în frecare.

Cele enumerate permit formularea ipotezei asupra dublului rol al frecării la deformare în procesele de deformare plastică a metalului. Pe lângă o acțiune directă, activă sau rezistentă, similară frecării mecanice, frecarea la deformare este caracterizată de o acțiune suplimentară, indirectă, legată de proprietățile reologice ale corpurilor în interacțiune, de condițiile fizice și de schema de deformare.

Această acțiune secundară constă în faptul că asupra fiecărui corp supus deformării acționează forțe de frecare ce nu se echilibrează sau care se echilibrează reciproc, în acest din urmă caz ele fiind îndreptate în direcții diferite sau întâlnindu-se într-un punct și determinând apariția simultană a frecării la deformare elastică și plastică, respectiv a zonelor greu deformabile. Influența acestor zone ia un caracter oarecum independent; astfel, acțiunea lor la distanță considerabilă, respectiv la distanță mică una de alta, are influență opusă asupra rezistenței la deformare. Ca urmare a acțiunii secundare a forțelor de frecare la deformare, vitezele straturilor corpului deformat se diferențiază, deformarea este macroscopic neuniformă. În urma celor arătate rezultă că coeficientul de frecare are o mare influență asupra forțelor de extrudare.

VII.1. Pregătirea suprafeței.

În vederea experimentărilor de extrudare am ales o tehnologie optimă de pregătire a suprafeței epruvetelor.

Pentru epruvetele din oțel carbon am aplicat un procedeu special de fosfatare și acoperire uscată cu pulbere de bisulfură de molibden (M_oS_2) de la Steim (Bihor) iar pentru cele din aliaj de aluminiu de-am acoperit cu o peliculă aderentă de stearat de zinc.

Epruvetele din oțel au fost fosfatate într-o soluție de fosfat de zinc, suprafața fiind pregătită în prealabil prin degresare în tricloretilenă, decapare ușoară și activare prin tobare. Stratul de fosfat obținut a avut grosimea de 12μ și a fost format dintr-o structură fină, poroasă și fără separări de cristale.

După fosfatare, epruvetele au fost spălate și uscate. În aceste condiții s-a aplicat o ungere cu pulbere de bisulfură de molibden prin tobare.

Epruvetele din aliaj de aluminiu, după o degresare și uscare au fost acoperite prin tobare în pulbere de stearat de zinc.

VII.2. Determinarea coeficientului de frecare μ prin metoda directă.

În acest caz am luat în considerație frecarea în timpul extrudării pe suprafața laterală dintre materialul supus deformării și

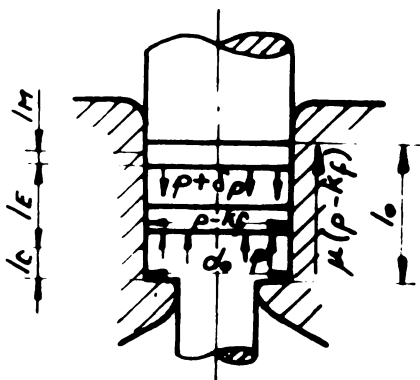


Fig. 55 Schema frecării la extrudare directă prin matrița plană.

peretele matriței așa cum se prezintă în fig.55.

Un element de volum cu lungime Δl este supus la o sollicitare axială $p + \delta p$ și p și o sollicitare radială $\mu(p - K_f)$.

Dacă coeficientul de frecare este constant din echilibrul forțelor care acționează asupra acestui element rezultă :

$$\pi \cdot d_0^2 \cdot \delta p = 4 \mu K_f \pi d_0 \Delta l \quad (7.2.1.)$$

$$\mu = \frac{\delta p}{4 K_f \cdot \Delta l} \quad (7.2.2)$$

Există deci posibilitatea ca în regim staționar să se măsoare cursa Δl între două încercări și variația forței specifice, δp

$$\delta p = p_2 - p_1$$

Această metodă totuși este susceptibilă de erori și valorile coeficientului de frecare μ variază în funcție de anumiți parametri.

Lungimea l_M reprezintă lungimea când s-a depășit începutul stadiului staționar de extrudare.

Rezistența la deformare k_f am considerat-o constantă însă variază în funcție de valoarea raportului l_0/d_0 .

Folosind această metodă pentru oțel CE-C₁₀X în stare fosfatat și uns cu bisulfură de molibden am obținut un coeficient de frecare μ de 0,093...0,115 iar pentru aliajul de aluminiu AlSiMgMn uns cu stearat de zinc valorile lui μ au fost cuprinse între 0,095...0,118.

Această metodă necesită aparatură foarte precisă pentru măsurarea forței și a cursei.

VII.3. Determinarea coeficientului de frecare μ prin metoda inelelor.

Metoda constă din încercarea prin refulare a unor inele circulare de formă cilindrică. Inelele executate din materialul prevăzut cercetării, pregătite și unse corespunzător sînt supuse unor refulări axiale între două suprafețe plane și paralele. Din modificarea dimensiunilor geometrice, în special a diametrului interior, se pot face deducții cu privire la condițiile de frecare care au existat în timpul refulării.

Un fapt deosebit de important este acela că nu este necesar să se măsoare forța de refulare pentru a determina coeficientul de frecare μ la refularea inelului.

Determinarea coeficientului de frecare pe baza variației dimensiunilor geometrice ale epruvei este însă legată de calcule foarte laborioase.

S-au putut simplifica aceste calcule prin utilizarea unor considerații energetice, la care s-au introdus ipoteze simplificatoare

pentru exprimarea forțelor de frecare. Male și Cockcroft [91] au folosit încercarea de refulare a inelelor pentru a determina experimental coeficientul de frecare, renunțând însă, în considerațiile lor la o exprimare matematică a procesului de refulare.

Acești autori au folosit formulele refulării unor epruvete cilindrice masive, așa cum rezultă din teoria elementară a plasticității. Coeficienții de frecare determinați la epruvete masive, prin măsurarea forței de refulare, au fost apoi utilizați de autorii de mai sus și în condițiile refulării unor inele, menținând condițiile de limită exterioare.

Cu toate acestea atât exprimarea matematică a procesului de deformare a inelelor cât și determinarea experimentală a coeficientului de frecare sînt probleme care par a nu fi soluționate complet.

Prin lucrarea lui Burgdorf [91] se tratează o metodă nouă pentru refularea inelelor pe baza teoriei plasticității, precum și o metodă de determinare experimentală a coeficientului de frecare.

În acest sens s-au făcut următoarele ipoteze :

- deformările elastice sînt neglijabile față de deformările plastice.

- forțele provenite din masa proprie și forțele de inerție sînt neglijabile față de forțele care produc deformarea.

- sculele (suprafețele între care se efectuează refularea) se comportă ca niște corpuri rigide.

- variația alungirilor în direcția axială a epruvetei este neglijabilă, adică nu se produce o deformare (boltire) a secțiunilor epruvetei în direcție axială ; tuburile cilindrice înscrise în epruveta inițială rămîn și după deformare tot tuburi cilindrice.

- rezistența la deformare se consideră omogenă în întreaga epruvetă, deci valoarea acestei rezistențe este aceeași în orice punct al epruvetei.

- pe suprafețele frontale ale epruvetei se consideră o frecare de tip Coulomb cu coeficientul de frecare constant.

Ipotezele lui Burgdorf nu corespund întrutotul cu elementele de bază ale teoriei plasticității. Cu toate acestea, refularea inelelor nu poate fi tratată în cadrul teoriei elementare a plasticității deoarece deformarea nu este omogenă.

Cinematica refulării inelelor este condiționată de existența unei zone superficiale de curgere a materialului, lucru incompatibil cu o deformare omogenă.

Ca bază pentru considerațiile în care s-au făcut experimentările s-a stabilit un câmp de viteză care va determina cinematica refulării inelelor.

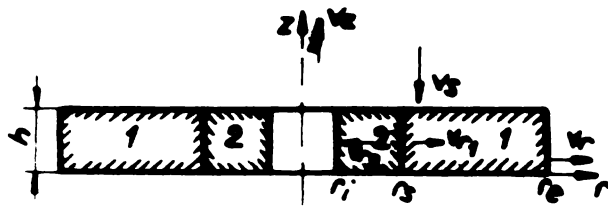


Fig. 56 Notățiile utilizate la corpul de formă inelară pentru exprimarea câmpului vitezelor.

Cîmpul vitezelor trebuie să satisfacă condiția de continuitate și să fie totodată în concordanță cu ipotezele enunțate mai înainte. Epruveta am împărțit-o în două domenii conform fig.56.

În domeniul 1 ($r_3 \leq r \leq r_e$) materialul refușat curge radial spre exterior, iar în domeniul 2 ($r_i \leq r \leq r_3$) materialul curge radial spre interior.

Cele două domenii sînt despărțite prin creasta de curgere.

Deformarea din domeniile 1 și 2 poate fi exprimată printr-un cîmp de viteze comun, valabil pentru ambele domenii :

$$V_{r_1} = V_{r_2} = \frac{V_s}{2h} \left(\frac{r^2 - r_3^2}{r} \right) \quad (7.3.1a)$$

$$V_{z_1} = V_{z_2} = - \frac{V_s}{h} \cdot z \quad (7.3.1b)$$

Cîmpul vitezelor satisface condiția de continuitate. La creasta de curgere ($r=r_3$) viteza radială este $v_r=0$.

Pe baza cîmpului vitezelor pot fi calculate vitezele de deformare :

$$\epsilon_r = \frac{\partial V_r}{\partial r} = \frac{V_s}{2h} \left(1 + \frac{r_3^2}{r^2} \right) = \epsilon_{r_1} = \epsilon_{r_2} \quad (7.3.2a)$$

$$\epsilon_\theta = \frac{V_r}{r} = \frac{V_s}{2h} \left(1 - \frac{r_3^2}{r^2} \right) = \epsilon_{\theta_1} = \epsilon_{\theta_2} \quad (7.3.2b)$$

$$\epsilon_z = \frac{\partial V_z}{\partial z} = - \frac{V_s}{h} = \epsilon_{z_1} = \epsilon_{z_2} \quad (7.3.2c)$$

$$\gamma_{rz} = \frac{\partial V_r}{\partial z} + \frac{\partial V_z}{\partial r} = 0 = \gamma_{rz_1} = \gamma_{rz_2} \quad (7.3.2d)$$

S-a considerat că secțiunile nu se deformează în direcție axială. Din această condiție rezultă necesitatea ca direcțiile alungirilor, respectiv a eforturilor unitare principale să coincidă cu direcțiile axelor de coordonate. Aceasta înseamnă că toate planele perpendiculare pe una din axele de coordonate trebuie să fie lipsite de eforturi tangențiale. În consecință sînt libere de astfel de eforturi unitare și cele două suprafețe frontale ale epruvetei, astfel că prin cîmpul vitezelor se poate exprima fenomenul deformării epruvetei fără frecări. Cum pe de altă parte frecarea de pe suprafețele frontale determină poziția secțiunii de curgere, este necesar a fi luat în considerare efectul frecării.

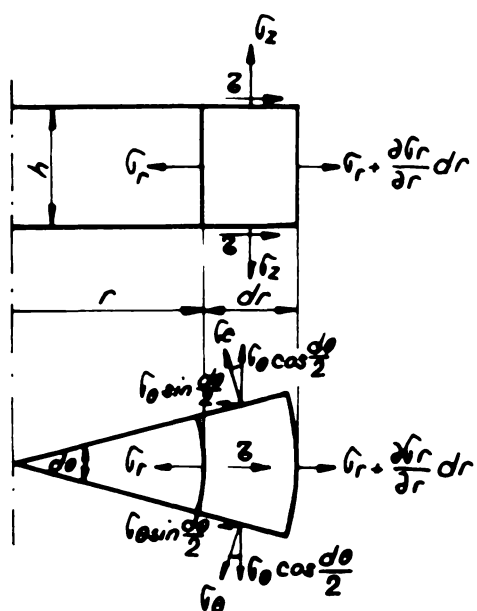


Fig. 57 Eforturile unitare pe un element de volum, la refularea unui inel.

De aceea frecarea pe suprafețele de apăsare poate fi cuprinsă în calcul printr-o ecuație suplimentară. În fig.57 sînt reprezentate eforturile unitare care acționează pe un element de volum cilindric cu înălțimea h . Cele două suprafețe frontale ale elementului de volum fac parte din suprafața de frecare a epruvetei. Pe aceste suprafețe acționează efortul unitar tangențial de frecare τ .

Echilibrul forțelor în direcție radială conduce la ecuația:

$$\left(\sigma_r + \frac{\partial \sigma_r}{\partial r} dr\right)(r+dr)d\theta \cdot h - \sigma_r \cdot r \cdot d\theta h - 2\tau \sin \frac{d\theta}{2} dr h + 2\tau \left(r + \frac{dr}{2}\right) dr d\theta = 0 \quad (7.3.3)$$

După transformare la care se ține seama că :

$$2 \sin \frac{d\theta}{2} \approx d\theta$$

și la care se neglijează infiniții mici de ordin superior se obține:

$$\frac{\partial \sigma_r}{\partial r} + \frac{\sigma_r - \sigma_\theta}{r} + \frac{2\tau}{h} = 0 \quad (7.3.4)$$

Se poate demonstra că în această stare de tensiuni avem în orice punct al corpului $\sigma_z < \sigma_\theta < \sigma_r$. Aplicînd condiția de curgere a lui Tresca, expresia lui σ_r din membrul stîng al ecuației de echilibru (7.3.4) poate fi scrisă sub forma :

$$\sigma_r = \sigma_z + K_f \quad (7.3.5)$$

Expresia $(\sigma_r - \sigma_\theta)/r$ poate fi calculată din ecuația (7.3.2) cu ajutorul relațiilor lui Mises dintre tensiuni și deformare :

$$\frac{\sigma_r - \sigma_\theta}{r} = \frac{K_f}{\sqrt{3}} \cdot \frac{\epsilon_r - \epsilon_\theta}{r \sqrt{\frac{1}{2}(\epsilon_r^2 + \epsilon_\theta^2 + \epsilon_z^2) + \frac{1}{4}\gamma_{rz}^2}} = \frac{2K_f}{\sqrt{3}} \cdot \frac{\epsilon_s^2}{r \sqrt{3r^4 + \epsilon_s^4}} \quad (7.3.6)$$

Efortul unitar tangențial de frecare τ poate fi exprimat în baza legii de frecare a lui Coulomb în felul următor :

$$\tau = \mu \sigma_z \quad (7.3.7)$$

Dacă în ecuația (7.3.4) se substituie expresiile (7.3.5), (7.3.6) și (7.3.7) și dacă se ține seama că $\partial K_f / \partial r = \theta$ se obține :

$$\frac{\partial \sigma_z}{\partial r} + \frac{2\mu}{h} \sigma_z + \frac{2K_f}{\sqrt{3}} \cdot \frac{\epsilon_s^2}{r \sqrt{3r^4 + \epsilon_s^4}} = 0 \quad (7.3.8)$$

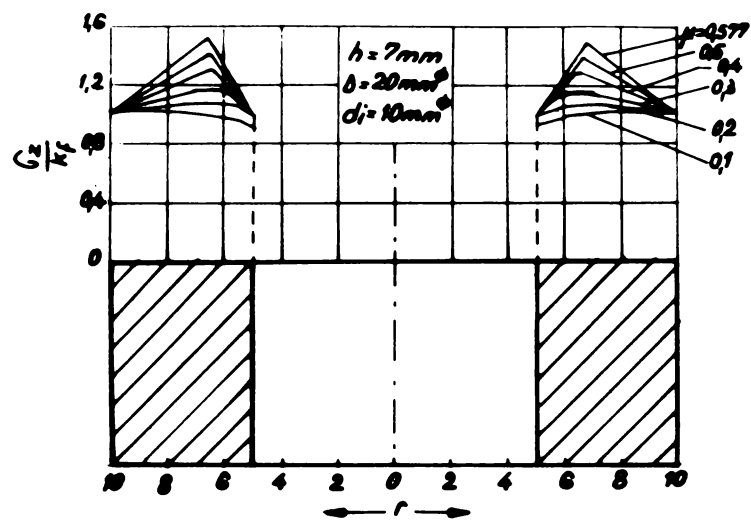


Fig. 58 Repartiția eforturilor unitare normale, determinate prin calcul, la refularea unui inel.

Aceasta este o ecuație diferențială liniară normală, a cărei soluție este :

$$\bar{\sigma}_z = e^{-\int_{r_0}^r \frac{2\mu}{h} dr} \left[\bar{\sigma}_z - \frac{2K_f}{\sqrt{3}} \int_{r_0}^r \frac{r_s^2}{r\sqrt{3r^4 + r_s^4}} \cdot e^{\int_{r_0}^r \frac{2\mu}{h} dr} \cdot dr \right] \quad (7.3.9)$$

În ecuația de mai sus $r=r_s$ este punctul în care trebuie calculat efortul unitar normal $\bar{\sigma}_z$ iar $r = r_0$ este punctul în care se cunoaște valoarea limită $\bar{\sigma}_{z_0}$ de la marginea liberă a epruvetei. La această margine liberă există însă relația $\bar{\sigma}_{r_0} = 0$. Aplicând condiția de curgere a lui Tresca se obține deci $\bar{\sigma}_{z_0} = -K_f$. Făcînd substituțiile $r_0=r_e$ și $\bar{\sigma}_{z_0} = -K_f$ se obține după integrare relația care permite să se calculeze efortul unitar normal $\bar{\sigma}_z$ în domeniul 1 :

$$\bar{\sigma}_z = -e^{\frac{2\mu}{h}(r_e-r)} \left[K_f + \frac{2K_f}{\sqrt{3}} \int_{r_e}^r \frac{r_s^2}{r\sqrt{3r^4 - r_s^4}} \cdot e^{\frac{2\mu}{h}(r-r_e)} \cdot dr \right] \quad (7.3.10)$$

În domeniul 2 efortul unitar tangențial de frecare are direcția pozitivă, astfel că în domeniul 2 coeficientul de frecare μ trebuie introdus cu semnul minus în ecuația (7.3.9). Substituind $r_0=r_i$ și $\bar{\sigma}_{z_0} = -K_f$ se obține :

$$\bar{\sigma}_z = -e^{\frac{2\mu}{h}(r-r_i)} \left[K_f + \frac{2K_f}{\sqrt{3}} \int_{r_i}^r \frac{r_s^2}{r\sqrt{3r^4 - r_s^4}} \cdot e^{\frac{2\mu}{h}(r_i-r)} \cdot dr \right] \quad (7.3.11)$$

Cu ajutorul ecuațiilor (7.3.10) și (7.3.11) s-a calculat și reprezentat în fig.58 distribuția eforturilor unitare normale la o epruvetă cu diametrul exterior $D = 20$ mm, diametrul interior $d_i = 10$ mm și înălțimea $h = 7$ mm. În special la valori mai mari ale coeficientului de frecare se constată la creasta de curgere o inflexiune pronunțată în distribuția eforturilor unitare normale, inflexiune care lipsește sigur în realitate. Această neconcordanță provine din modul cum a fost formulată expresia (7.3.1) a cîmpului vitezelor.

Pentru poziția crestei de curgere r_c avem, din motive de echilibru, relația $\bar{\sigma}_{r_c} = \bar{\sigma}_{r_2}$. Pe baza criteriului de curgere al lui Tresca această relație poate fi scrisă și astfel : $\bar{\sigma}_{z_1} = \bar{\sigma}_{z_2}$. Membrul din dreapta al ecuațiilor (7.3.10) și (7.3.11) conduce deci la o ecuație pe baza căreia poate fi calculată raza r_c a crestei de curgere :

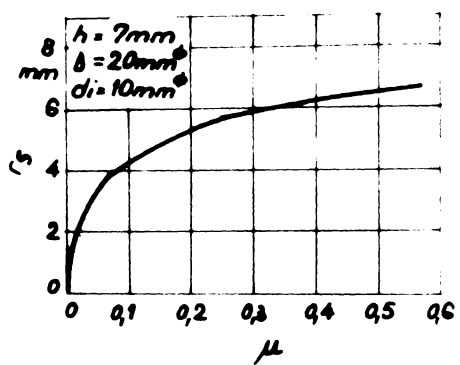


Fig. 59 Dependenta dintre
 raza r_s a crestei de curgere
 și coeficientul de frecare μ
 la refularea unui inel.

$$e^{\frac{2\mu}{h} \cdot r_e} + \frac{2}{\sqrt{3}} \int_{r_e}^{r_s} \frac{r_s^2}{r \sqrt{3r^4 + r_s^4}} e^{\frac{2\mu}{h} \cdot r} \cdot dr - e^{\frac{2\mu}{h} (2r_s - r_i)} -$$

$$- \frac{2}{\sqrt{3}} \int_{r_i}^{r_s} \frac{r_s^2}{r \sqrt{3r^4 + r_s^4}} e^{\frac{2\mu}{h} (2r_s - r)} \cdot dr = 0 \quad (7.3.12)$$

Din ecuația (7.3.12) se poate deduce că poziția crestei de curgere este independentă de valoarea k_f a rezistenței la deformare. Acest fapt datorită ipotezei de mai sus, permite determinarea mai ușoară pe cale experimentală a coeficientului de frecare.

La dimensiuni date ale epruvetei, coeficientul de frecare μ este în ecuația (7.3.12) singura mărime care influențează poziția crestei de curgere.

Invers, dacă se cunosc dimensiunile epruvetei, este suficientă cunoașterea razei r_g a crestei de curgere pentru a se putea determina univoc coeficientul de frecare μ .

Dacă deformarea se face fără frecare ($\mu = 0$) o analiză a ecuației (7.3.12) conduce la raza crestei de curgere $r_g = 0$. În acest caz, după cum rezultă din ecuațiile (7.3.2) ale vitezelor de deformare pentru cazul $r_g = 0$, corespunde unei deformări omogene, adică frecare element de volum al corpului inelar va suferi aceeași deformare. În fig.59 se prezintă dependența dintre coeficientul de frecare μ al razei crestei de curgere r_g , așa cum rezultă din calcul pe baza ecuației (7.3.12). Datele din diagrama fig.59 sînt valabile numai pentru epruvetele avînd geometria indicată în diagramă; alura curbei își păstrează însă un caracter asemănător și la epruvete cu alte dimensiuni.

Din cele arătate rezultă că se poate determina experimental coeficientul de frecare μ prin metoda refulării inelelor. Pentru ca metoda să ofere rezultate corespunzătoare este necesar ca geometria inițială a epruvetei să satisfacă următoarele condiții :

a. Forța de refulare necesară la această încercare nu trebuie să depășească valoarea de 1000 KN. Condiția este necesară pentru ca să nu fie nevoie de magini de încercat prea mari la efectuarea refulării inelelor.

./.

Valoarea forței de presare depinde și de secțiunea epruvetei, astfel că limitarea forței de presare echivalează cu o limitare a secțiunii inițiale a epruvetei.

Pentru determinarea secțiunii inițiale admisibile am considerat că reducerea maximă de înălțime la proba de refulare a inelelor, este $\varepsilon_h = 0,5$.

Este necesar să se limiteze și rezistența materialului epruvetei în sensul că, după deformare, valoarea rezistenței la deformare nu trebuie să depășească 210 daN/mm^2 . Ținând seama de toate aceste condiții, secțiunea inițială a epruvetei nu va trebui să fie mai mare de 250 mm^2 .

b. Un alt factor care influențează forța de frecare și deci rezistența de deformare este înălțimea h a epruvetei inelare. După cum reiese din ecuațiile (7.3.10) și (7.3.11) eforturile unitare normale cresc repede dacă înălțimea h scade. Pentru ca solicitarea admisibilă a sculei să nu fie depășită nici chiar în cazul unor materiale mai rezistente, ar trebui ca epruveta inelară să aibă o înălțime cât mai mare. Pe de altă parte există o limită superioară a înălțimii din cauza flambajului epruvetei.

În timpul refulării poate să apară fenomene de flambaj. Astfel la epruvete cu raportul $d_i/D = \frac{2}{3}$, primele fenomene de flambaj apar la o înălțime $h = 0,44 d_m$, în care $d_m = (D+d_i)/2$ este diametrul mediu. Dacă raportul d_i/D este mai mic, epruveta poate avea înălțime mai mare.

c. Raportul d_i/D nu poate fi însă ales în mod liber. Un raport d_i/D prea mare conduce la o înălțime prea mică a epruvetei și deci la o rezistență de deformare inutil de mare. Pe de altă parte, un inel cu peretele subțire are o tendință puternică de a se deforma în mod nesimetric. Cu cât va fi deci mai mare raportul d_i/D , cu atât va crește necircularitatea epruvetei după deformare. Raportul d_i/D și deci diametrul interior al epruvetei la o secțiune dată, nu trebuie să fie însă nici prea mic, deoarece s-ar putea produce închiderea găurii interioare a epruvetei în timpul deformării, iar prin închiderea acestei găuri rezultatele probei de refulare a inelului vor fi puternic eronate.

Ținând seama de condițiile enunțate pentru geometria epruvetei precum și de o serie de încercări preliminare, am ales următoarele dimensiuni inițiale ale inelelor :

$D = 20 \text{ mm}$, $d_i = 10 \text{ mm}$ și $h = 7 \text{ mm}$.

La efectuarea probei de refulare a inelelor epruveta este refulată axial, între două suprafețe plane și paralele, cu o anumită cantitate Δh . Această valoare a lui Δh trebuie aleasă atât de mică încât variația razei crestei de curgere r_g în timpul deformării

să poată fi neglijată. Ținând seama că volumele rămân constante, raza crestei de curgere poate fi calculată atât pe baza variației diametrului interior cât și a celui exterior. Cu raza crestei de curgere se calculează apoi coeficientul de frecare μ folosind relația (7.3.12). Această ecuație (7.3.12) nu poate fi rezolvată în mod explicit ; există însă posibilitatea de a o rezolva numeric.

La aplicarea încercării de refulare a inelelor am întîmpinat unele dificultăți. Pe de o parte, cantitatea Δh cu care se reduce înălțimea epruvetei trebuie să fie foarte mică, pentru ca variația razei crestei de curgere r_g în timpul deformării să rămână neglijabilă. Din cauza micii variații în înălțime și variația diametrului interior și exterior este foarte mică.

Prima dificultate importantă constă în faptul că măsurarea acestor foarte mici variații de diametru nu este precisă. Măsurarea celor două diametre conjugate este afectată de mici erori, al căror efect este cu atât mai mare cu cât diferența diametrelor este mai mică.

A doua dificultate constă în calcularea coeficientului de frecare μ pe baza razei crestei de curgere r_g . Ecuația (7.3.12) nu poate fi rezolvată numeric într-o singură operație, chiar dacă se introduce valoarea razei crestei de curgere. După ce se introduc toate mărimile geometrice, trebuie să se determine prin iterații valoarea lui μ care satisface relația (7.3.12).

Fiecare iterație necesită o serie de operații de calcul, astfel că rezolvarea este relativ laborioasă.

Cele două dificultăți menționate mai sus fac foarte greoaie metoda refulării inelelor în determinarea coeficientului de frecare μ .

S-a adoptat o soluție mai simplă care constă în elaborarea unor nomograme calculate pentru geometria inițial aleasă ($D=20$ mm, $d_i=10$ mm; $h = 7$ mm) care permit să se citească direct valoarea coeficientului de frecare după transformare dacă se cunosc dimensiunile epruvetei. Nomograma se construiește astfel :

La o valoare constantă a coeficientului de frecare (de exemplu $\mu = 0,1$) se calculează mai întâi raza crestei de curgere r_{g_0} pentru geometria inițială (D_0, d_{i_0}, h_0) cu ajutorul ecuației (7.3.12). Înălțimea epruvetei h_0 este apoi redusă cu cantitatea $\Delta h = 0,2$ mm la înălțimea h_1 , admitîndu-se că la această variație a înălțimii se poate neglija variația razei crestei de curgere. Noile diametre (D_1, d_{i_1}) se obțin ținînd seama de constanta volumetrică, pe baza razei crestei de curgere r_{g_0} . Pentru noua geometrie a epruvetei (D_1, d_{i_1}, h_1) menținîndu-se valoarea coeficientului de frecare ($\mu = 0,1$) se calculează noua

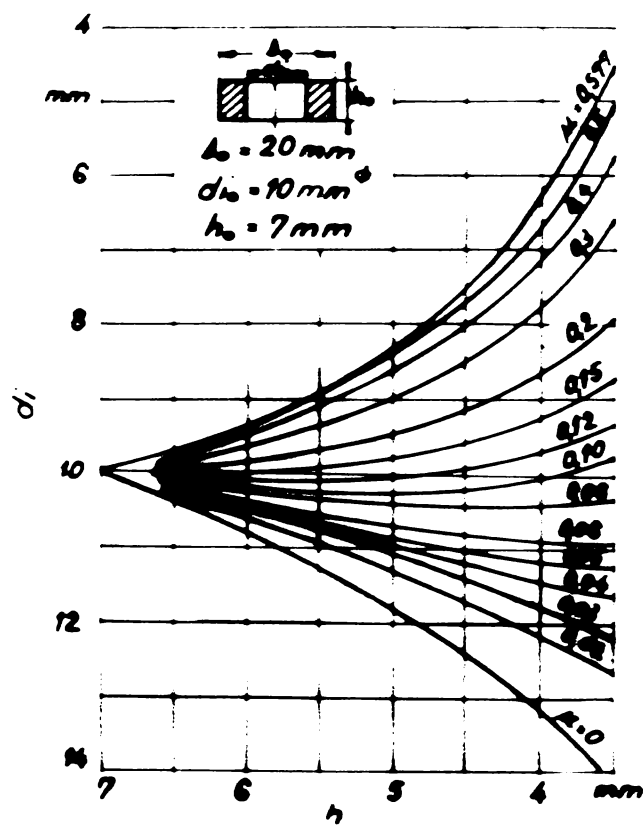


Fig. 60 Dependența, determinată prin calcul, a diametrului interior d_i de înălțimea h , la diferite valori ale coeficientului de frecare μ .

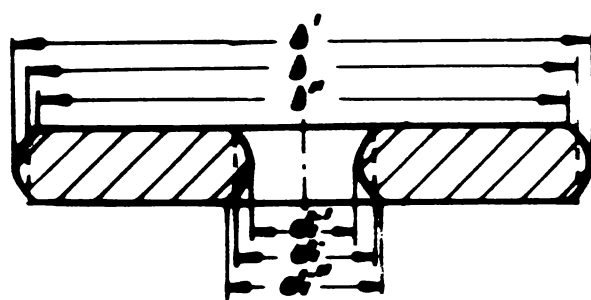


Fig. 61 Notatii aplicate la corpul inelar pentru corectarea dimensiunilor eronate în urma boltirii secțiunilor.

valoare r_{s1} a razei crestei de curgere cu ajutorul ecuației (7.3.12). Se micșorează apoi din nou înălțimea cu cantitatea $\Delta h = 0,2$ mm la valoarea h_2 și se calculează cu ajutorul lui r_{s1} noile diametre (D_2, d_{i2}).

În felul acesta se calculează variația geometriei epruvetei cînd aceasta este refulată succesiv în trepte de cîte 0,2 mm, la o valoare constantă a coeficientului de frecare ($\mu = 0,1$). Același calcul s-a făcut apoi și pentru alte valori ale coeficientului de frecare, obținîndu-se astfel dependența diametrului interior d_i de înălțimea h a epruvetei (fig.60).

Cu ajutorul nomogramei din fig.60, care este, bineînțeles, valabilă numai pentru geometria inițială considerată, se poate calcula în mod foarte simplu coeficientul de frecare pe baza probei de refulare a inelelor. Dacă o epruvetă a fost de exemplu redusă de la înălțimea inițială la o înălțime $h = 3,8$ mm și dacă după deformare diametrul interior a devenit $d_i = 9,6$ mm se poate stabili din nomogramă valoarea coeficientului de frecare $\mu = 0,12$.

Pentru stabilirea fără erori a coeficientului de frecare este însă necesar ca înălțimea h și diametrul d_i să fie măsurate cu abateri cît mai mici posibil. Înălțimea epruvetei poate fi măsurată cu suficientă precizie cu ajutorul unui micrometru. Măsurarea diametrului interior este ceva mai dificilă, deoarece suprafețele cilindrice ale epruvetei se boltesc în timpul deformării. Boltirea suprafețelor cilindrice se datorește frecării pe suprafețele de refulare ale preseii de încercat. Pe aceste suprafețe eforturile unitare tangențiale de frecare au un efect de frînare a curgerii materialului. Materialul de la mijlocul epruvetei ($z = h/2$), care este mai puțin influențat de eforturile unitare tangențiale de frecare, curge cu o viteză ceva mai mare, astfel, că dă naștere unei boltiri a suprafeței cilindrice. De aceea forma (concavă sau convexă) a acestei boltiri va depinde de sensul de curgere a materialului, în timp ce mărimea boltirii depinde de valoarea coeficientului de frecare. Dacă acest coeficient de frecare este mare boltirea este mai mare decît în cazul unui coeficient mic de frecare. ~~Deoarece~~ diametrul exterior al epruvetei crește în orice caz, suprafața cilindrică exterioară va deveni totdeauna convexă. Din contră, diametrul interior al epruvetei poate deveni mai mare sau mai mic după deformare, aceasta depinzînd de coeficientul de frecare. Suprafața cilindrică interioară va deveni deci concavă dacă coeficientul de frecare este mic și convexă dacă acest coeficient este mare.

Pentru obținerea unor valori exacte ale coeficientului de frecare, trebuie introdusă o corectare a diametralor măsurate, ținînd seama de boltirea produsă. În acest scop la epruveta deformată (fig.61)

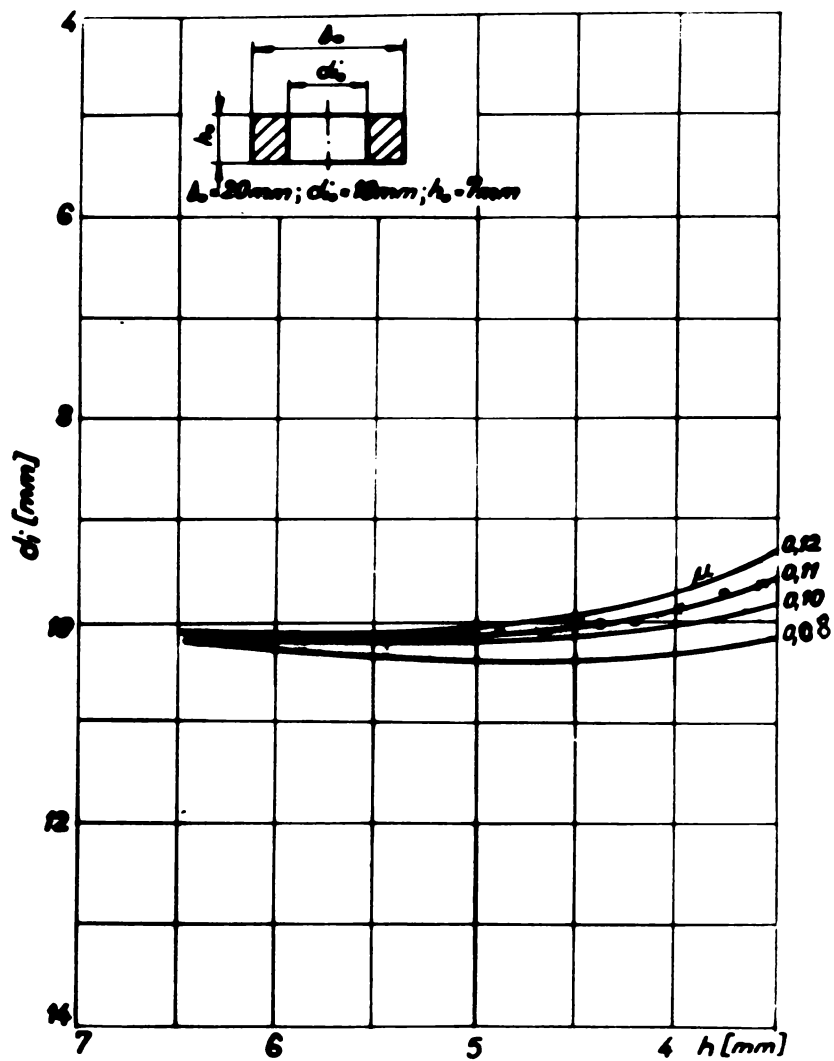


Fig. 62 Variația coeficientului de frecare μ determinat prin calcul și experimental utilizând metoda inelelor.

●●● coeficient de frecare la oțel OE-C10X

■ ■ ■ coeficient de frecare la aliaj AlSi₁MgMn

se vor măsura două diametre exterioare (D' și D'') precum și două diametre interioare (d_1' și d_1''). Măsurarea acestor diametre se poate face cu suficientă precizie cu un proiector de profile cu mărirea de $10 \times$.

Diametrele corijate (D , d_i) vor fi atunci diametrele pe care le-ar fi avut un corp inelar cilindric cu aceeași înălțime, volum și rază a crestei de curgere. Acest corp inelar este reprezentat intrerupt în fig.61.

Presupunând că boltirea suprafeței cilindrice se face după un profil parabolic, diametrul interior se poate determina cu aproximație prin relația :

$$d_i = d_i'' - \frac{d_i'' - d_i'}{3} = \frac{2d_i'' + d_i'}{3}$$

și pentru diametrul exterior :

$$D = D'' + \frac{D' - D''}{3} = \frac{2D'' + D'}{3}$$

Pentru verificarea rezultatelor date de proba de refulare a inelelor am efectuat o serie de încercări de determinare a coeficientului de frecare. Toate epruvetele au avut aceeași geometrie inițială ($D=20$ mm, $d_1 = 10$ mm, $h = 7$ mm). Epruvetele au fost confecționate din oțel OE-C₁₀X și aliaj de aluminiu AlSi₁MgMn pregătite conform celor prezentate la VII.1. Epruvetele pregătite în acest fel au fost apoi refulate în trepte de cîte 0,3...0,5 mm. între două suprafețe plane și paralele. După fiecare treaptă au fost măsurate diametrele, calculînd și valorile lor corijate.

În aceste condiții am obținut valorile arătate în diagramele din fig.62 față de cele calculate care sînt trasate continuu. Se observă că oțelul OE-C₁₀X pregătit în condițiile arătate are coeficientul de frecare μ cuprins între 0,083 și 0,120 iar la aliajul AlSi₁MgMn coeficientul de frecare μ are valori puțin mai mari cuprinse între 0,09 și 0,120.

CAPITOLUL VIII.

**Analiza experimentală a procesului de deformare
la extrudarea combinată**

VIII. Analiza experimentală a procesului de deformare la extrudarea combinată.

VIII.1. Desfășurarea procesului de deformare.

În vederea analizei procesului de deformare am aplicat metoda visioplastică (plaselor). În acest scop am executat secțiuni longitudinale ale epruvetelor pe care am trasat plasa de divizare prin trasarea unor rizuri superficiale, după care cele două semiepruvete le-am lipit cu un adeziv "loctite".

Epruvetele din oțel OE C₁₀X și aliaj AlSi₁MgMn au avut ca dimensiuni : l₀=15,20,30 mm; d₀=20 mm respectiv l₀/d₀=0,75,1;1,5. Cercetînd îndeosebi epruvetele cu l₀/d₀=1,5 am constatat că procesul de deformare se desfășoară în trei faze.

La începutul procesului de deformare apar treptat două focare de deformare distincte separate de o zonă inactivă considerată rigidă care nu participă la deformare ; această fază corespunde stadiului inițial sau nestabil cînd deformațiile la ieșirea prin secțiunile libere și forțele pe poanson care treptat, atingînd la sfîrșitul acestui stadiu o valoare maximă. Acest caz l-am prezentat în fig.63.

În momentul în care prin fiecare secțiune liberă va curge un volum de metal egal cu volumul metalului aflat în zona fiecărui focar de deformare se poate admite că formarea focarelor a luat sfîrșit, ceea ce corespunde unui proces de deformare stabilizat. În acest stadiu forma și dimensiunile focarului de deformare nu se modifică, însă zona extrudării inverse se deplasează împreună cu poansonul în sensul metalului nedeformat iar forța specifică de extrudare și deformația în secțiunile libere rămîn practic constante.

În fig.64 este ilustrat cazul extrudării combinate în regim stabilizat.

VIII.2. Condițiile de apariție a extrudării combinate.

Pentru ca să aibă loc apariția simultană a celor două focare de deformare așa cum a rezultat din analiza forțelor specifice prin metoda limitei superioare și a bilanțului forțelor trebuie ca forța specifică de deformare a extrudării directe p_A să fie de valoare apropiată sau egală cu forța specifică de deformare a extrudării inverse p_B.

Aceste forțe specifice cît și forța specifică a extrudării combinate p_c se pot exprima prin relația :

$$P = f(R, K_f, \mu, \delta) \quad (8.2.1)$$

./.



Fig. 63 Apariția focarelor de deformare în stadiul inițial al extrudării combinate.

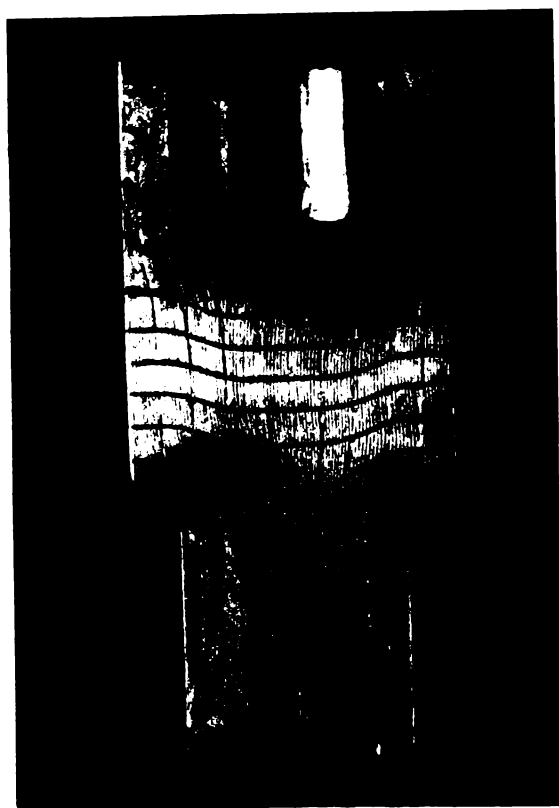


Fig. 64 Stadiul stabilizat al extrudării combinate cu zonă rigidă între cele două focare de deformare.

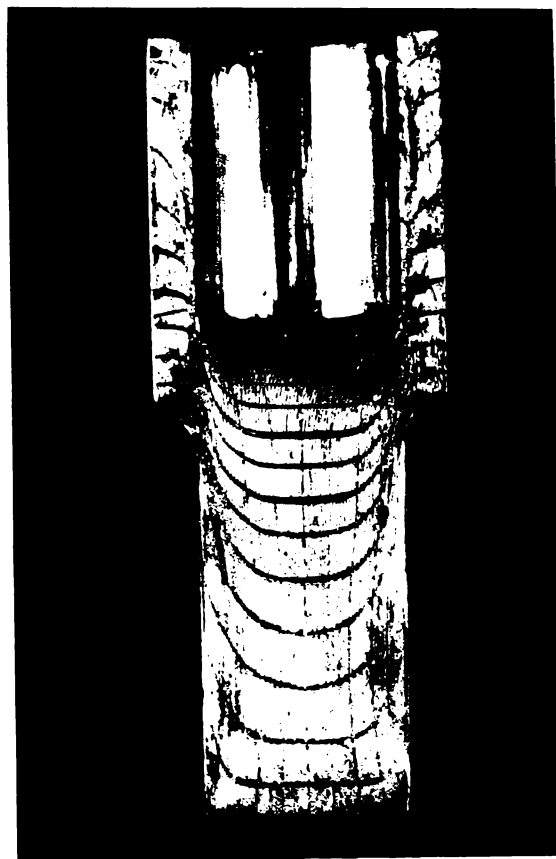


Fig. 65 Stadiul final, de început al regimului instabil cînd focarele de deformare se suprapun.

În care δ este un coeficient ce depinde de dimensiunile semifabricatului și geometria sculelor.

Rezistența specifică la deformare k_f crește odată cu mărirea raportului de deformare R . Dacă considerăm constant coeficientul de frecare μ și geometria sculelor, rezultă că forța specifică la deformare p_A, p_B este determinată îndeosebi de raportul de deformare R .

Urmare acestor considerente am analizat pe cale experimentală condițiile de apariție ale extrudării combinate în funcție de valoarea rapoartelor de deformare R_A și R_B care pot fi legate prin relația :

$$\frac{R_B}{R_A} = Z \quad (8.2.2)$$

În care Z este o mărime caracteristică a extrudării combinate.

Pentru experimentări am utilizat aceleași epruvete.

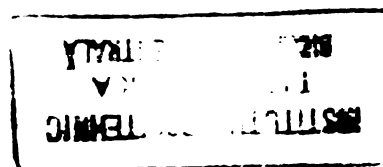
VIII.2.1. Extrudarea combinată pentru $Z < 1$, ($l_0/d_0 = 1$).

Printr-o serie de experimentări am stabilit că extrudarea combinată nu apare în domeniul $Z < 0,4$ care se mai poate exprima prin condiția $R_B < 0,4 R_A$. Rezultă că în tot timpul procesului de deformare este prezentă numai extrudarea inversă. Chiar în stadiul final când p_B crește mult nu poate să determine și apariția extrudării directe. În domeniul $0,5 < Z < 1$ adică $0,5 R_A < R_B < R_A$ apare extrudarea combinată.

Cînd Z este aproape de 0,5 procesul de deformare se poate considera că se desfășoară în două etape. La început apare numai extrudarea inversă așa cum se prezintă în fig. 66b și fig. 67b fiind prezent un singur focar de deformație. În timp de zona de deformație a extrudării inverse se apropie de focarul de deformație al extrudării directe, materialul se ecruează, valoarea lui p_B crește atât încît se creează condiții favorabile pentru apariția extrudării directe. Din acest moment se desfășoară simultan extrudarea inversă și directă, fiind prezent procesul de extrudare combinată arătat în fig. 66 c, d și fig. 67 c, d.

Pentru $0,7 < Z < 1$ procesul de extrudare combinată este mult mai evident. Prima etapă în care este prezentă numai extrudarea inversă este redusă și scade odată cu creșterea valorii lui Z . Focarele de deformație se formează și se dezvoltă aproape simultan iar procesul de deformare intră în regim stabilizat după o cursă foarte mică a poansonului. Acest caz l-am prezentat în fig. 68 și fig. 69.

./.



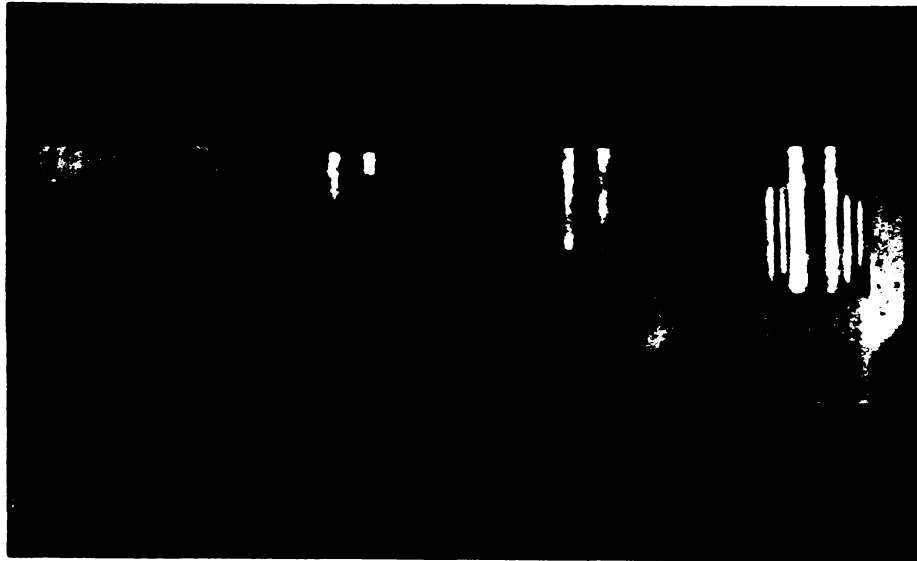


Fig. 66 Curgerea materialului prin extrudare combinată
Aliaj AlSi, MgMn $R_A = 2,77$ $R_B = 1,56$ $z = 0,56$ $l_0/d_0 = 1$
 $l_0 = 20$ mm $d_0 = 20$ mm.

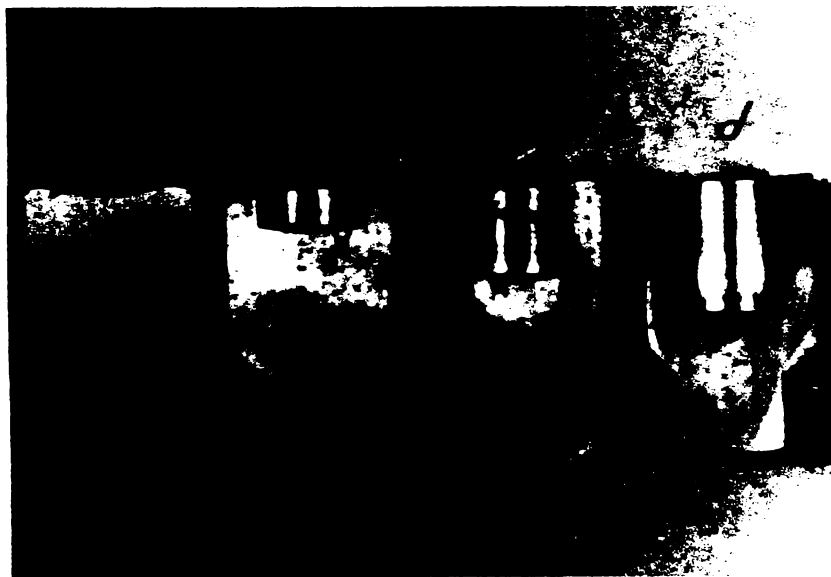


Fig. 67 Curgerea materialului prin extrudare combinată
Otel OE-C₁₀X $R_A = 2,77$ $R_B = 1,56$ $z = 0,56$ $l_0/d_0 = 1$ $l_0 = 20$ mm
 $d_0 = 20$ mm

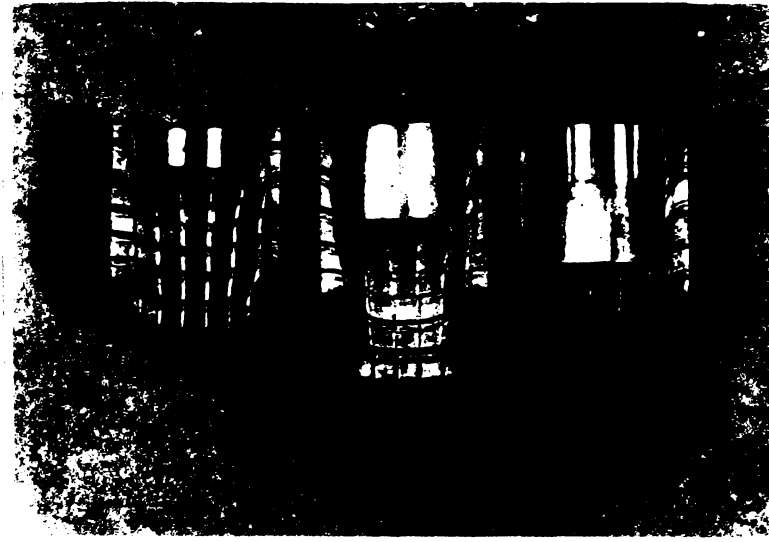


Fig. 68 Curgerea materialului prin extrudare combinată.
Otel OE-C₁₀X $R_A = 2,77$ $R_B = 1,97$ $z = 0,71$ $l_0/d_0 = 1$

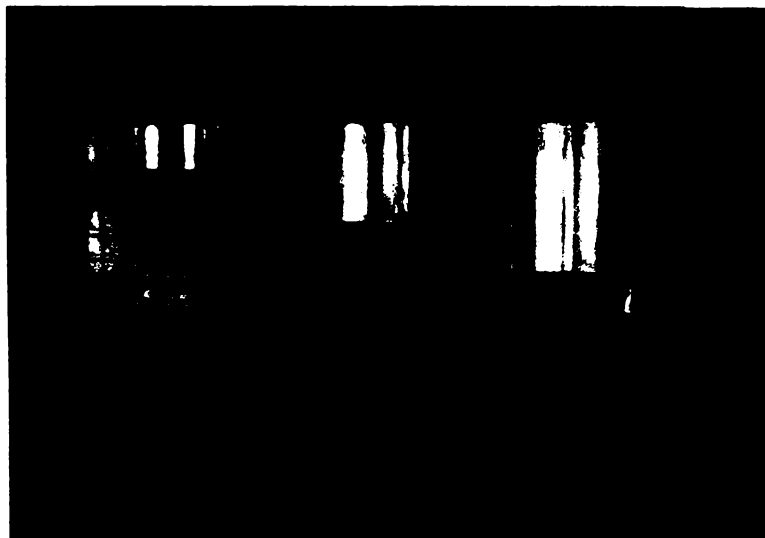


Fig. 69 Curgerea materialului prin extrudare combinată
Aliaj AlSi₁MgMn $R_A = 2,77$ $R_B = 1,97$ $z = 0,71$ $l_0/d_0 = 1$

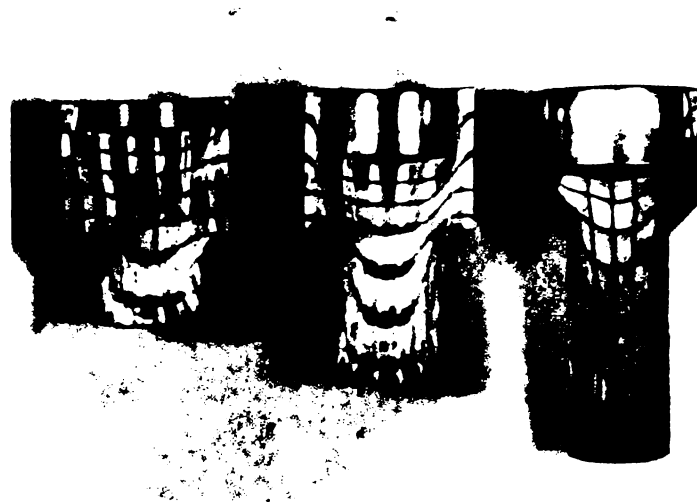


Fig. 70 Curgerea materialului prin extrudare combinată
Otel OE-C₁₀X $R_A = 2,77$ $R_B = 2,77$ $z = 1$ $l_0/d_0 = 1$

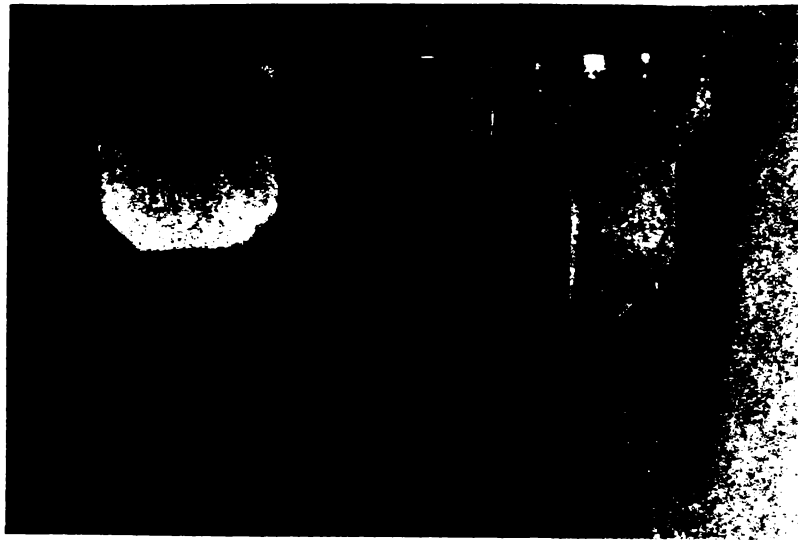


Fig. 71 Curgerea materialului prin extrudare combinată
 Otel OE-C₁₀X $R_A = 2,77$ $R_B = 5,25$ $z = 1,9$ $l_0/d_0 = 1$



Fig. 72 Curgerea materialului prin extrudare combinată
 Otel OE-C₁₀X $l_0/d_0 = 1$
 a) $R_A = 2,77$ $R_B = 1,56$ $z = 0,56$
 b) $R_A = 2,77$ $R_B = 1,97$ $z = 0,71$ c) $R_A = 2,77$ $R_B = 2,77$ $z = 1$
 d) $R_A = 2,77$ $R_B = 5,25$ $z = 1,9$

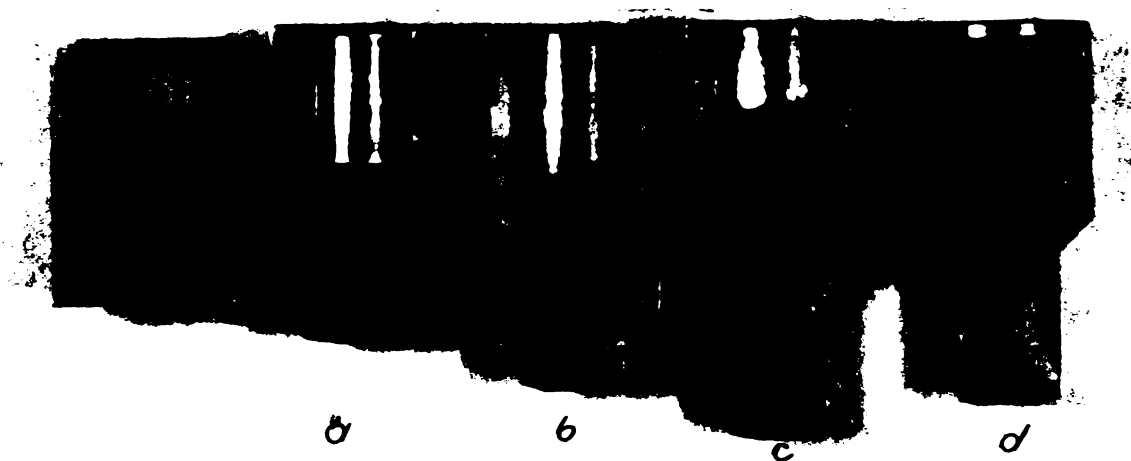


Fig. 73 Curgerea materialului prin extrudare combinată
 Otel OE-C₁₀X $l_0/d_0 = 1,5$
 a) $R_A = 2,77$ $R_B = 1,56$ $z = 0,56$
 b) $R_A = 2,77$ $R_B = 1,97$ $z = 0,71$ c) $R_A = 2,77$ $R_B = 2,77$ $z = 1$
 d) $R_A = 2,77$ $R_B = 5,25$ $z = 1,9$

VIII.2.2. Extrudarea combinată pentru $z = 1$, ($l_0/d_0=1$).

In acest caz rapoartele de deformare R_A și R_B sînt egale. Extrudarea inversă apare aproape simultan cu extrudarea directă însă condițiile de deformare sînt mai favorabile extrudării directe și din această cauză extrudarea directă se desfășoară cu viteză mai mare rezultînd deci un volum mai mare de material deformat. In fig.70 am arătat curgerea materialului pentru oțel OE-C₁₀X. Si în cazul aliajului AlSi₁MgMn s-au obținut aceleași rezultate.

VIII.2.3. Extrudarea combinată pentru $z > 1$, ($l_0/d_0=1$).

Cu cît valoarea lui z crește peste 1 cu atît extrudarea inversă întârzie să apară în procesul de deformare al extrudării combinate. La valori ale indicelui $1,2 < z < 1,5$ extrudarea combinată mai apare însă în proporție redusă și numai către sfîrșitul procesului de deformare stabilizat. Cînd $z > 1,5$ practic extrudarea combinată nu mai există întregul proces fiind caracterizat de extrudarea directă.

In fig.71 am arătat cazul extrem pentru $z = 1,8$. Se observă numai prezența extrudării directe pe întreg domeniul regimului de deformare stabilizat. Chiar și în momentul cînd începe ultimul stadiu extrudarea inversă apar numai în foarte mică măsură. Din cele prezentate a rezultat că indicele de deformare z poate fi un criteriu de analiză al procesului de deformare al extrudării combinate. Totodată prin valoarea lui z s-a putut stabili domeniul de existență al extrudării combinate.

Pentru cazuri cînd $l_0/d_0 = 1$ extrudarea combinată este valabilă numai în domeniul $0,5 < z < 1,2$.

VIII.3. Influența dimensiunilor semifabricatului (l_0/d_0).

Procesul de deformare la extrudarea combinată am observat că se manifestă prin focare de deformație distincte care acționează simultan, influențîndu-se reciproc. Apariția procesului simultan de deformare este condiționată de valori cît mai apropiate ale lui p_A și p_B . Această condiție poate fi satisfăcută în cazul cînd indicele Z are valoarea $Z = 0,7...1$ și atunci cînd lungimea l_0 este suficient de mică astfel ca focarele de deformație să se influențeze reciproc.

Din aceasta rezultă că lungimea semifabricatului influențează apariția extrudării combinate, lucru confirmat de rezultate experimentale.

Pentru aceeași cursă a poansonului cu cît lungimea l_0 este mai mare pentru același diametru d_0 , și același indice Z cu atît mai mult este întârziată apariția extrudării directe. Astfel pentru $Z = 0,56$; $l_0/d_0=1$ (fig.72a) există extrudarea combinată în timp ce pentru același $Z = 0,56$ însă $l_0/d_0=1,5$ (fig.73a) extrudarea combinată la aceeași cursă a poansonului nu apare.

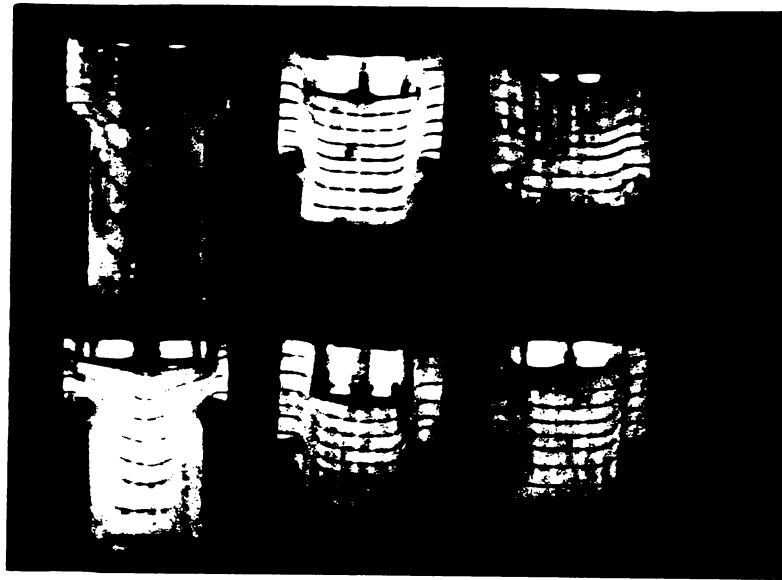


Fig. 74 Curgerea materialului la extrudare combinată pentru $l_0/d_0 = 0,75$ și valori diferite ale lui z .

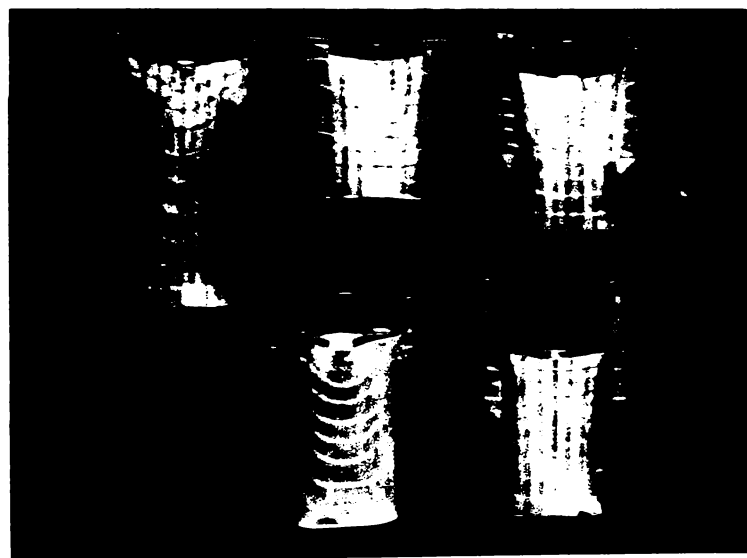


Fig. 75 Curgerea materialului la extrudare combinată pentru $l_0/d_0 = 1$ și valori diferite ale lui z .

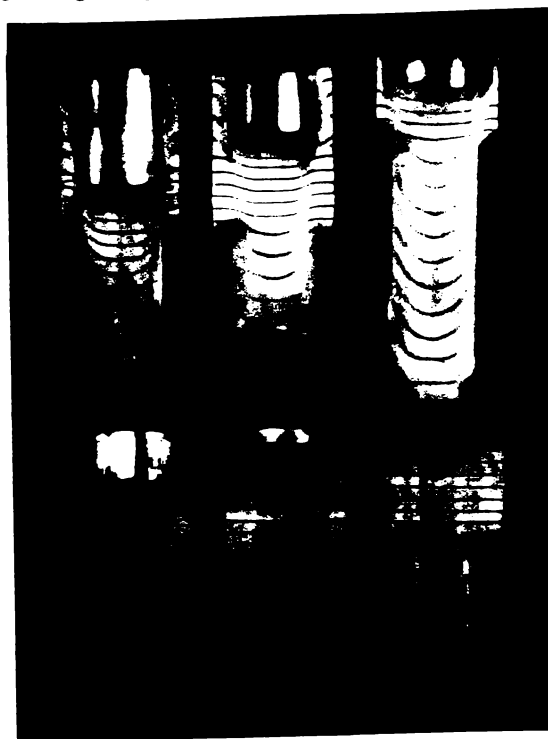


Fig. 76 Curgerea materialului la extrudare combinată pentru $l_0/d_0 = 1,5$ și valori diferite ale lui z .

Chiar dacă Z crește ($Z = 0,71$) pentru $l_0/d_0 = 1,5$ extrudarea combinată se manifestă în mică măsură (fig. 75b); abia la $Z = 1$ (fig. 75c) extrudarea combinată apare din faza inițială a procesului.

În cazul când $Z > 1,5$ chiar dacă $l_0/d_0 > 1$ extrudarea combinată nu apare (fig. 75d).

Procesul deformării în timpul extrudării combinate se evidențiază mai ușor prin metoda videoplastică. În domeniul $l_0/d_0 < 1$ extrudarea combinată este favorizată. Analizând cazul $l_0/d_0 = 0,75$ pentru diferite valori ale lui z a rezultat că extrudarea combinată apare din primele momente ale formării focarelor de deformare (fig. 74). Se mai observă că la valori $l_0/d_0 < 1$ nu există zona rigidă focarele de deformare intersectându-se pentru toate cazurile din domeniul $0,5 < Z < 1,1$.

Cazul $l_0/d_0 \approx 1$ a fost descris detaliat în analiza anterioară și l-am prezentat pentru comparație în fig. 75. Dacă $z < 0,7$ sau $z > 1,2$ la începutul procesului există o zonă rigidă. Dacă $Z < 0,7$ zona rigidă se găsește în porțiunea inferioară a epruvetei unde nu s-a format încă focarul de deformare al extrudării directe. Dacă $Z > 1,2$ zona rigidă se află în porțiunea superioară a epruvetei unde ar trebui să apară extrudarea inversă.

În domeniul $l_0/d_0 > 1$ zona rigidă crește odată cu valoarea lui l_0/d_0 și se găsește în porțiunea în care raportul de deformare R este mai mare (fig. 76). Folosirea metodei videoplastice oferă o imagine clară și directă asupra întregului proces de deformare care se produce la extrudarea combinată.

Pe lângă cele arătate metoda videoplastică permite obținerea și altor observații.

Curgerea materialului nu se produce uniform. Deplasările cele mai mari ale materialului se produc pentru extrudarea directă în zona centrală cu un maxim pe direcția axei piesei și pentru extrudarea inversă în zona marginală. Acest fapt este explicabil prin acțiunea forțelor de frecare.

Curgerea materialului și ecrusarea maximă se produce în două zone. În zona extrudării inverse se poate considera maximul pe suprafața determinată de diametrul poansonului d_B și un alt maxim în zona extrudării directe determinat de suprafața cilindrică cu diametrul d_A . Înălțimea acestor suprafețe de maximă ecrusare este determinată de înălțimea focarelor de deformare. Astfel considerentele luate în calcul la metoda limitei superioare se verifică experimental. Aceste observații asupra stării de ecrusare le-am verificat experimental și prin metoda macrodurității.

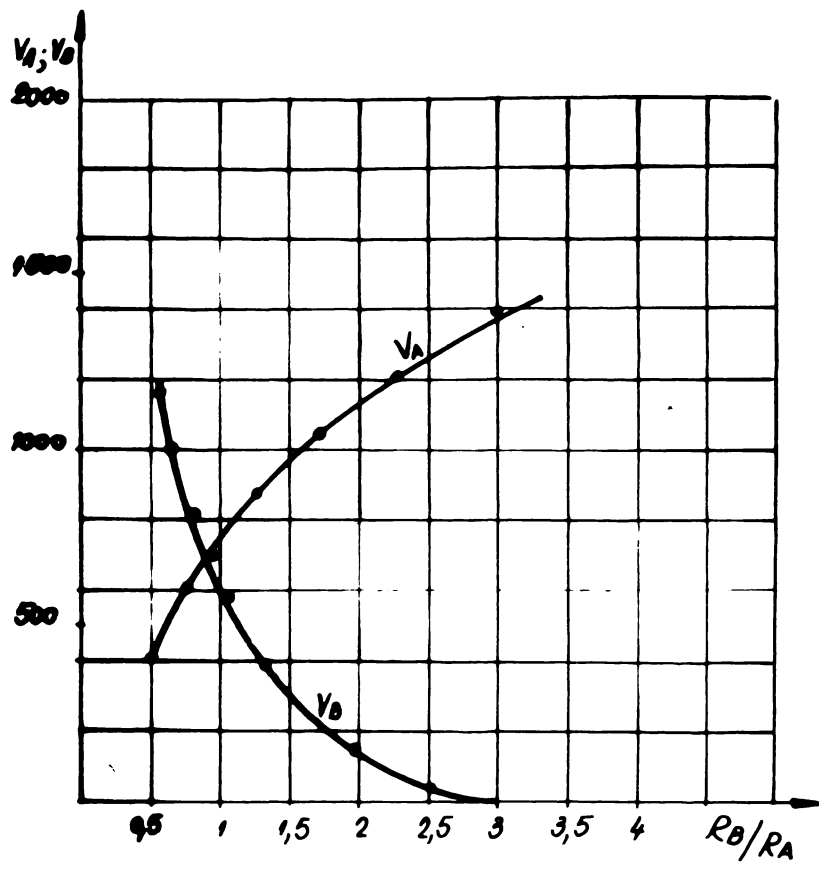


Fig. 77 Variația volumului deformat V_A prin extrudare directă și V_B prin extrudare inversă în procesul de extrudare combinată în funcție de raportul R_B/R_A pentru $l_0/d_0 = 0,75$ $l_s = \text{constant}$.

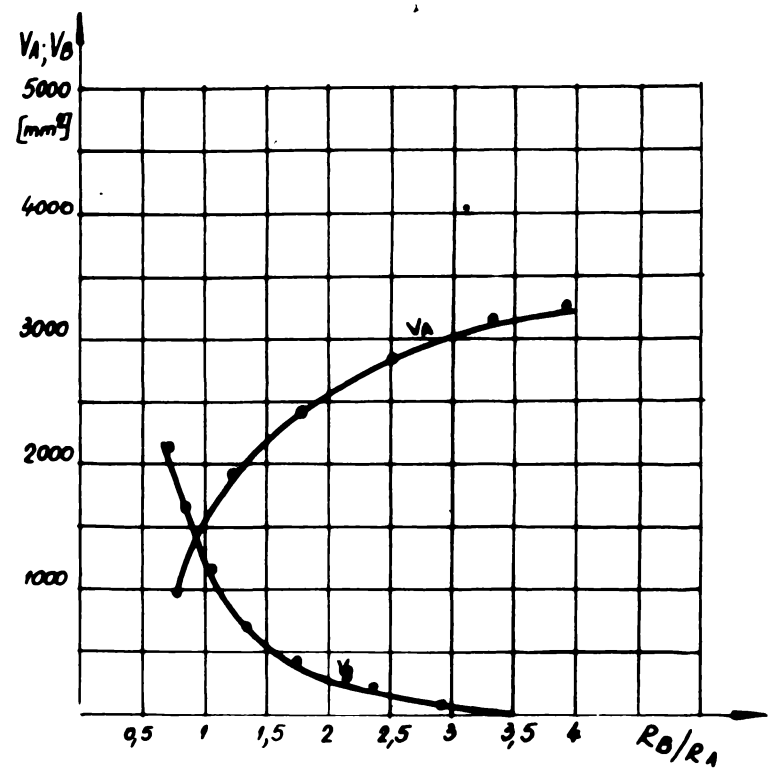


Fig. 78 Variația volumului deformat V_A prin extrudare directă și V_B prin extrudare inversă în procesul de extrudare combinată în funcție de raportul R_B/R_A pentru $l_0/d_0 = 1$; $l_s = \text{constant}$.

U_n maxim al ecruisării se constată și în zona centrală care apare atunci când focarele de deformare încep să se influențeze reciproc și crește brusc când ajung să se întretaie. De aceea lungimea zonei neextrudate, l_g , are în stadiul final al procesului o influență deosebită asupra forței specifice p_c a extrudării combinate.

Din această ultimă observație mai rezultă un alt fapt. Dacă cursa poansonului se mărește în aceeași măsură cu creșterea lungimii l_g extrudarea combinată în stadiul final nu mai este condiționată de raportul l_0/d_0 .

Rezistența la deformare k_f ca mărime a stării de ecruisare într-o anumită zonă a materialului deformat nu se poate măsura direct. Datorită acestui fapt am utilizat o metodă indirectă prin măsurarea durității Mayer (H_M), întrucât am reușit să stabilesc o relație directă între H_M și k_f funcție de starea de ecruisare creiată de un anumit raport de deformare R .

Analiza stării de ecruisare a permis obținerea unor observații utile cercetărilor ulterioare. Astfel cîmpul liniilor de echiduritate corespunde cu cîmpul deformațiilor stabilit prin metoda rețelelor (videoplastică).

În zonele unde materialul nu prezintă deformații nu se observă creșteri de duritate, iar în zonele cu deformații maxime, duritățile au deasemeni valori maxime. În aceste condiții se pot trasa linii de egală duritate care dau o imagine mai completă stării de ecruisare a materialului la un anumit moment pentru un proces de deformare dat.

Metoda cîmpului de durități H_M oferă posibilitatea cunoașterii variației rezistenței la deformare k_f în întreaga secțiune a materialului deformat.

În ceea ce privește deformațiile volumetrice obținute prin extrudarea directă V_A și prin extrudarea inversă V_B a rezultat că acestea sînt influențate în mare măsură de raportul R_B/R_A și de dimensiunile inițiale ale materialului determinate de raportul l_0/d_0 , lungimea zonei neextrudate l_g rămînînd constantă și la o valoare care să asigure că deformarea se produce în regim stabilizat. Pe baza acestor criterii am construit diagramele de variație a volumelor deformației V_A și V_B în funcție de raportul R_B/R_A pentru anumite valori ale lui l_0/d_0 , l_g menținîndu-se constant.

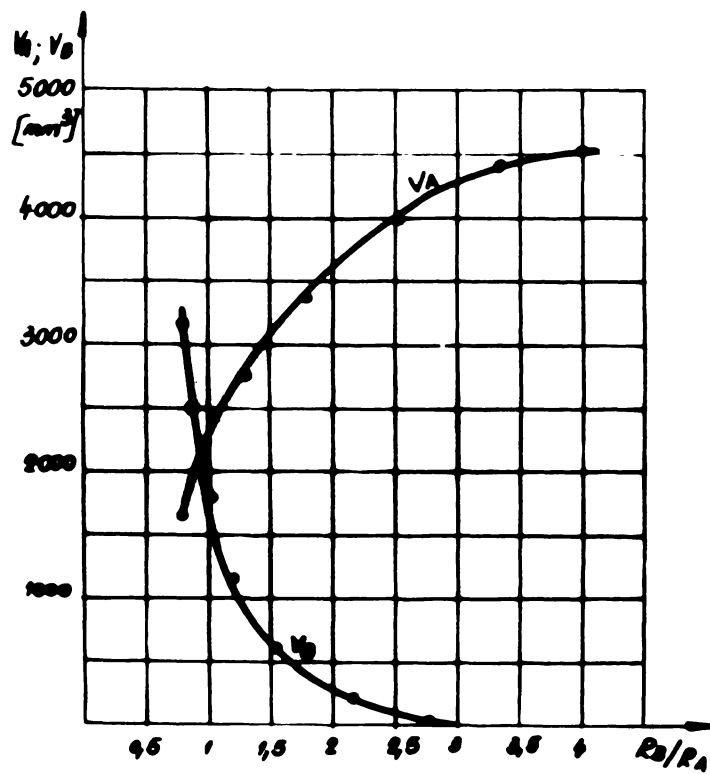


Fig. 79 Variația volumului de format V_A prin extrudare directă și V_B prin extrudare inversă în procesul de extrudare combinată în funcție de raportul R_B/R_A pentru $L_0/d_0 = 1,25$ L_s - constant

CAPITOLUL IX.

Determinarea experimentală a forțelor specifice p_c
la extrudarea combinată

IX. Determinarea experimentală a forțelor specifice p_c la extrudarea combinată.

Experimentările au avut ca obiect măsurarea simultană a variației forței de extrudare și a cursei poansonului din momentul în care poansonul atinge suprafața piesei și pînă în stadiul final al procesului de deformare. În aceste condiții am obținut forța P și cursa poansonului l_p înregistrate pe diagrame ca $P, l_p = f(t)$ așa cum se prezintă de exemplu în fig. 80.

Pentru măsurarea și înregistrarea celor două mărimi am folosit dispozitivul din fig. 35a, b cu traductoare tensometrice rezistive valorile P și l_p fiind înregistrate pe banda oscilografului din fig. 44 b.

Experimentările au cuprins pentru fiecare caz măsurarea forței la extrudare directă, la extrudare inversă și la extrudare combinată. Rezultatele le-am împărțit în grupe pentru o anumită valoare a lui R_A și diferite valori ale lui R_B și l_0/d_0 , mărimea l_s a lungimii zonei neextrudate rămînînd în toate cazurile constantă și corespunzînd ca valoare pentru regim stabilizat.

Forțele specifice p_A, p_B și p_C au fost determinate din forța totală P raportată la secțiunea inițială F_0 , adică

$$p_A = \frac{P_A}{F_0} \quad , \quad p_B = \frac{P_B}{F_0} \quad , \quad p_C = \frac{P_C}{F_0} \quad (9.1)$$

Intrucît $P = f(R_A, R_B, l_0/d_0, l_s, K_f)$ rezultă conform relațiilor (9.1) că și forțele specifice p sînt :

$$p = f(R_A, R_B, l_0/d_0, l_s, K_f) \quad (9.2)$$

Astfel am putut determina direct forțele specifice în funcție de parametrii arătați pentru diferite valori ale lui l_0/d_0 .

Epruvetele din oțel OE-C₁₀X și din aliaj AlSi₁MgMn au avut ca dimensiuni $d_0 = 20$ mm și lungimi $l_0 = 15; 20; 25$ mm. Pentru extrudarea directă am folosit rapoartele de deformare $R_A = 1,562; 2,04; 3,305$ și diferite valori ale rapoartelor de deformare $R_B = 0,5; 1; 1,6; 1,8; 2,5; 3; 3,8$. Valorile maxime ale forțelor specifice rezultate din măsurători le-am înscris în ordonată funcție de valoarea raportului de deformare R_B pentru o valoare constantă a lui R_A și l_0/d_0 obținînd o serie de diagrame.

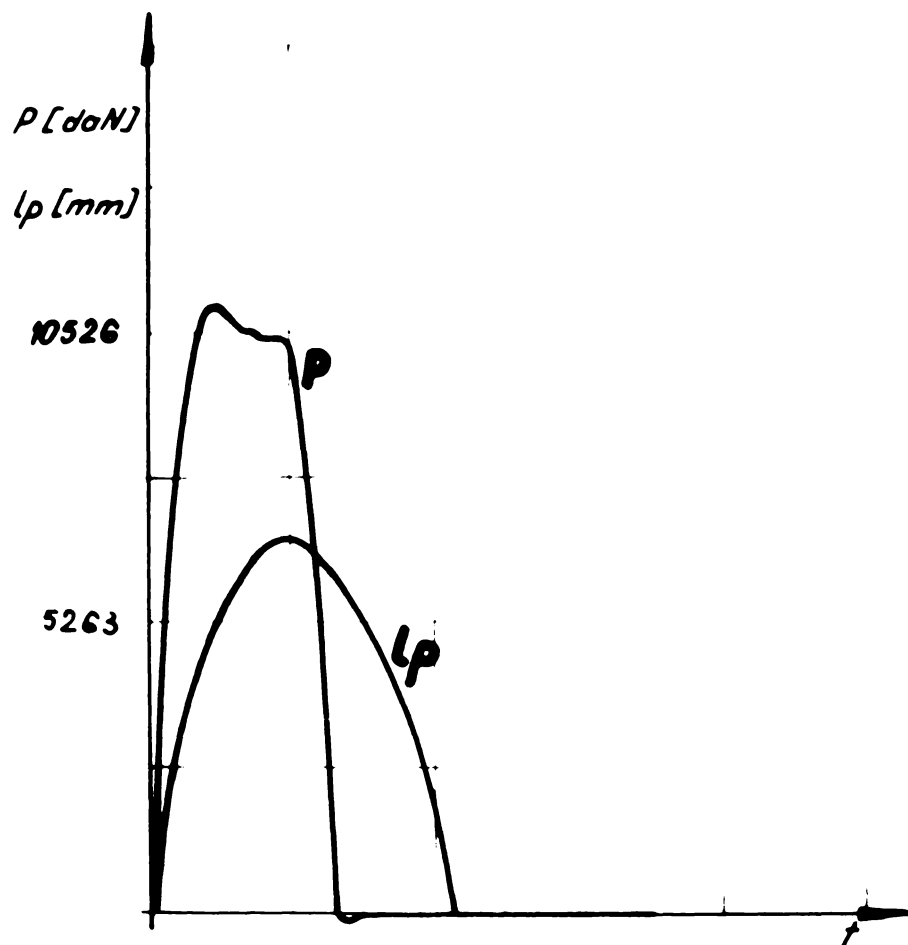


Fig. 80 Diagramele de variație a forței P și a cursei l_p în funcție de timp.

P 1mm = 526,315 daN

l_p 1mm = 0,44643 mm

$v = 100 \text{ mm/s}$ - viteza de înregistrare a oscilografului

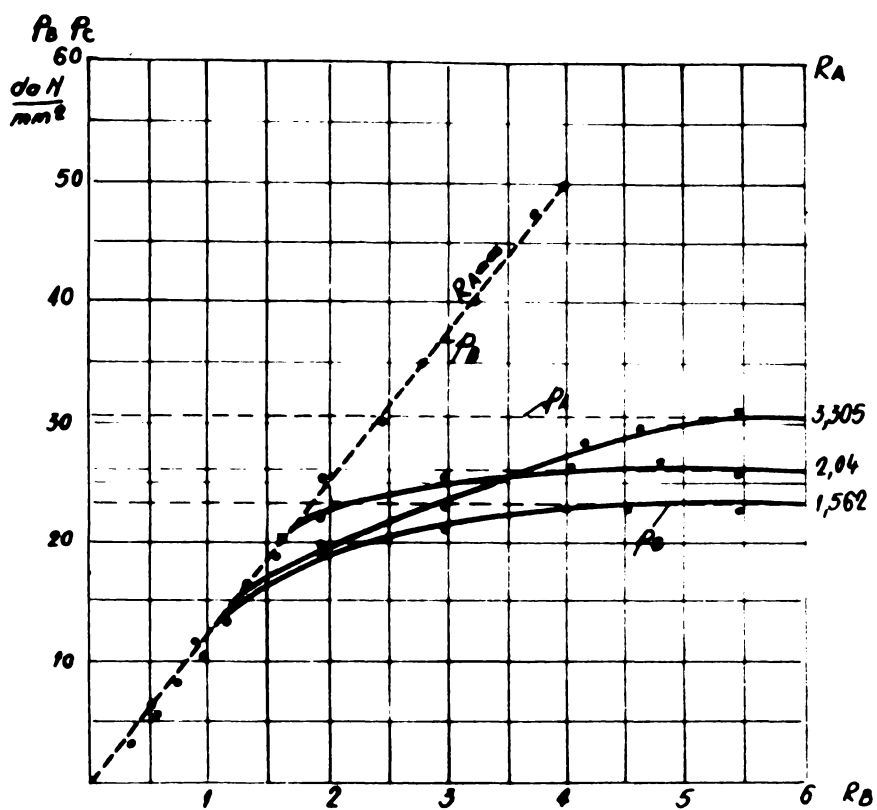


Fig. 81 Variația forței specifice maxime p_e la extrudare combinată în funcție de R_B pentru diferite valori constante ale lui R_A . Aliaj AlSi₁MgMn/Al₀ - 0,95

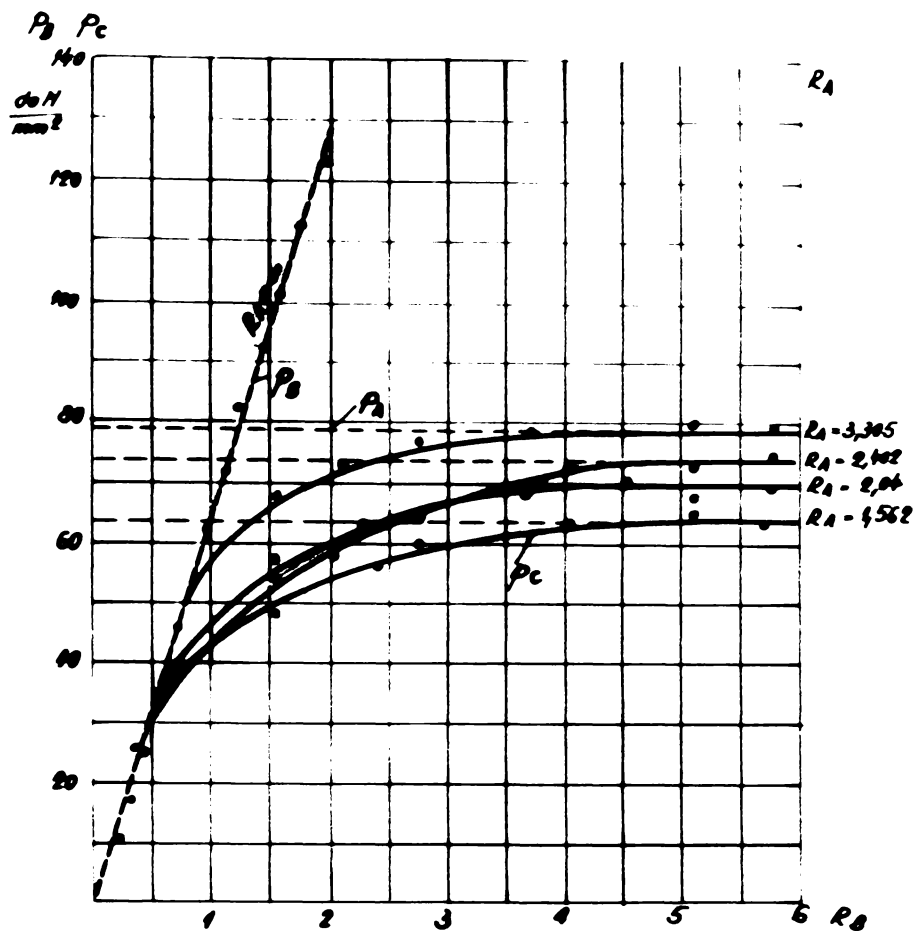


Fig. 82 Variația forței specifice p_c la extrudare combinată în funcție de R_B pentru diferite valori constante ale lui R_A . Oțel OE-C10X $l_0/d_0 = 0,75$

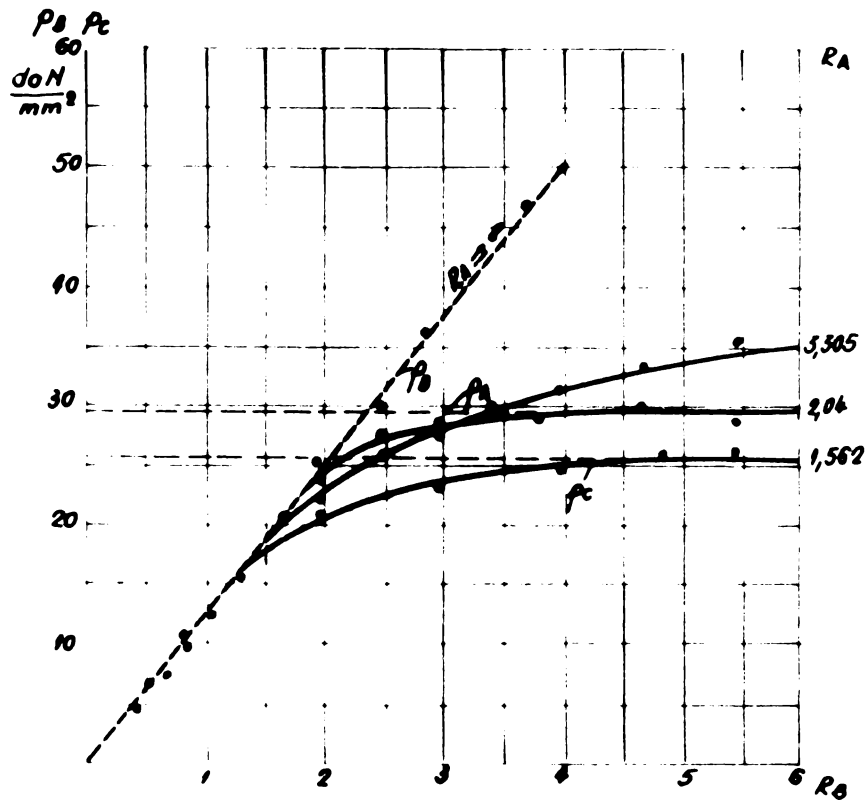


Fig. 83 Variația forței specifice maxime ρ_c la extrudare combinată în funcție de R_B pentru diferite valori constante ale lui R_A . Aliaj AlSi, Mg Mn $k/d_0 = 1$

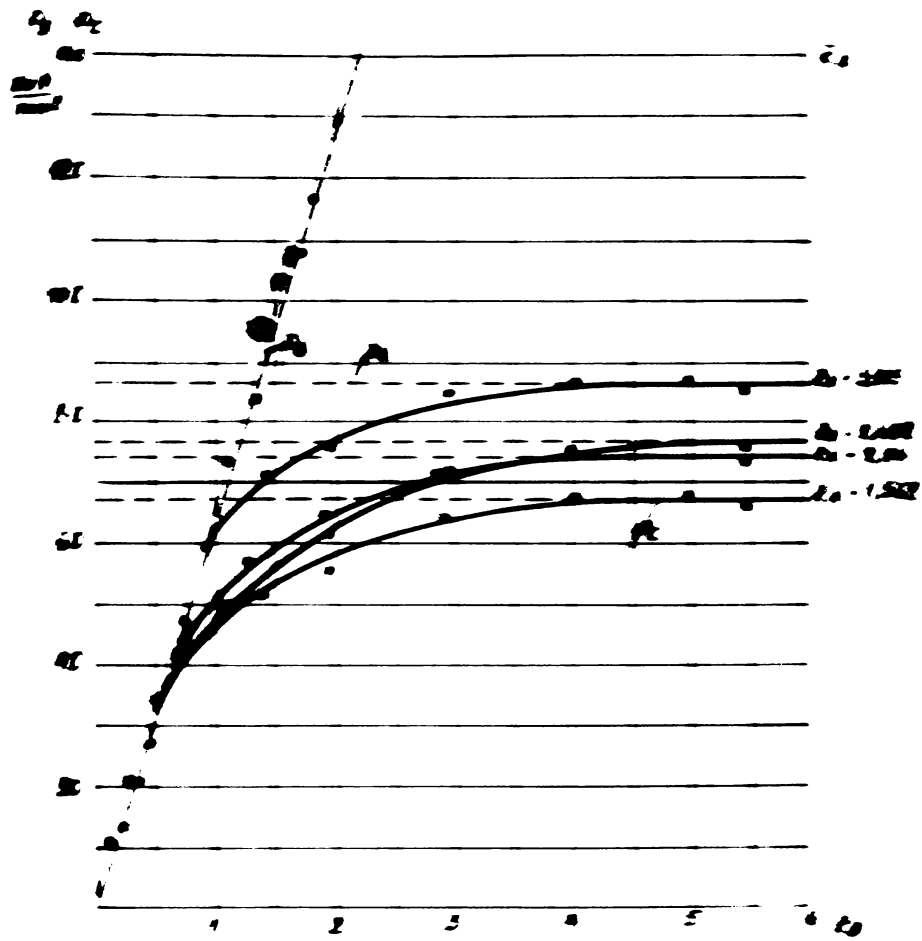


Fig. 1. Dependence of the maximum yield E_1 on the initial concentration E_2 for different values of the constant k in the reaction $DE \rightarrow D_2E$ at $t = 1$.

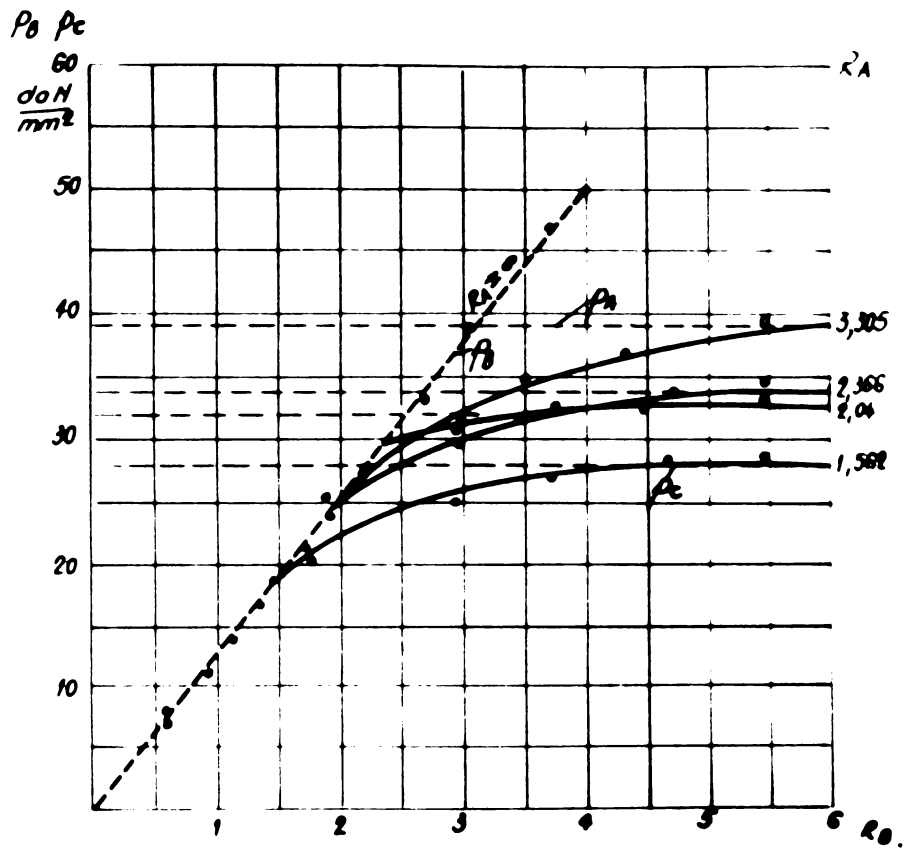


Fig. 05 Variația forței specifice maxime P_0 la extrudare combinată în funcție de R_0 pentru diferite valori constante ale lui R_A . Aliaj AlSi₁MgMn $l_0/d_0 = 4,25$

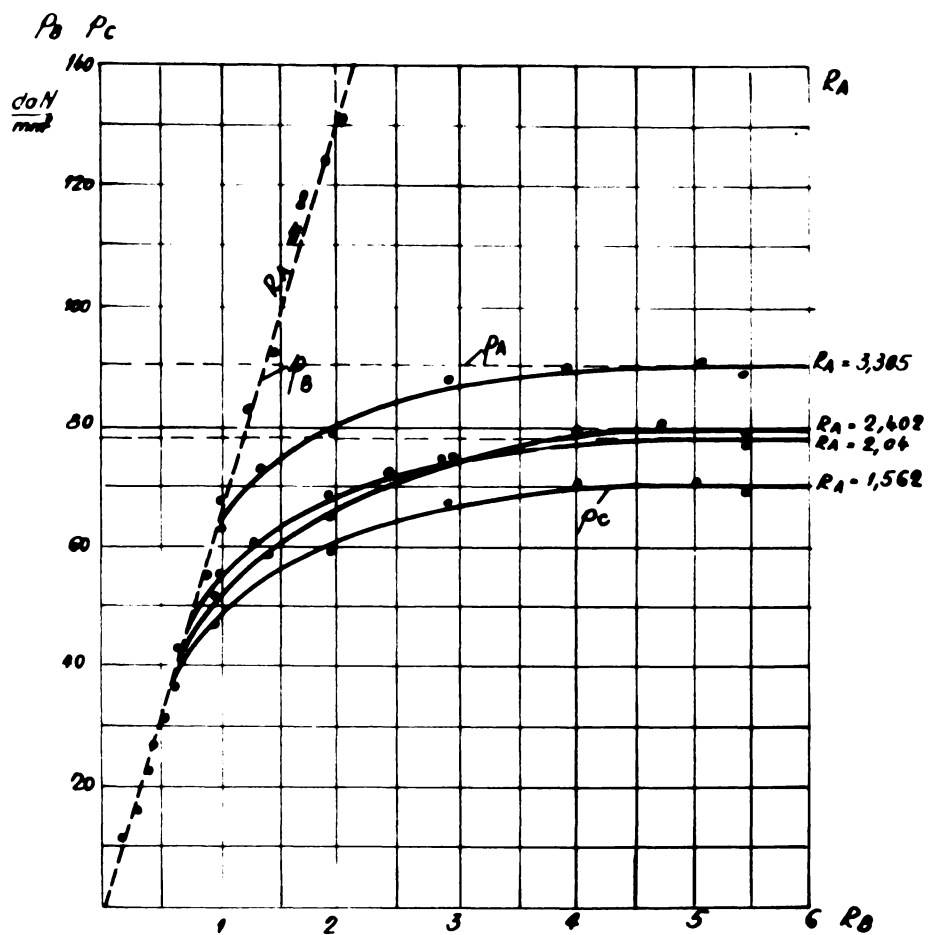


Fig. 86 Variația forței specifice maxime p_c la extrudare combinată în funcție de R_B pentru diferite valori constante ale lui R_A . Oțel OE-C10X $h/d_0 = 1,25$

Din analiza datelor prezentate în diagrama a rezultat că forța specifică la deformare atât pentru extrudarea directă, inversă cât și pentru extrudarea combinată crește odată cu mărirea raportului l_0/d_0 din cauza creșterii forțelor de frecare.

Forța specifică p_B la extrudare inversă ($R_A = \infty$) în toate cazurile are o variație liniară în funcție de valoarea lui R_B în domeniul stabilizat.

Forța specifică p_c la extrudare combinată pentru $R_A = \text{const.}$ crește neliniar odată cu mărirea lui R_B .

Valoarea lui p_c este mai mică decât a lui p_B în domeniul în care $p_B < p_A$.

Cînd $p_B > p_A$, atunci p_c crește și tinde să se apropie de valoarea lui p_A .

Deci în extrudarea combinată forța specifică p_c are valori cuprinse între p_B și p_A .

Rezultă din diagrame următoarele concluzii de bază :

$$R_B < R_A \quad (p_B < p_A) :$$

$$p_c \rightarrow p_B$$

$$p_c \leq p_B$$

$$R_B > R_A \quad (p_B > p_A) :$$

$$p_c \rightarrow p_A$$

$$p_c \leq p_A$$

Deasemeni din datele din diagrame am putut determina valoarea indicelui de deformare c al extrudării combinate în funcție de raportul R_B/R_A și de dimensiunile inițiale ale semifabricatului pe care le-am prezentat în fig.33.

./.

CAPITOLUL X.
C O N C L U Z I I

X. Concluzii

X.1. Generalități.

Extrudarea combinată axial simetrică prin două secțiuni libere este un proces de deformare complex care se manifestă sub acțiunea simultană a două focare de deformare, al extrudării directe și inverse.

Cele două focare de deformare sînt autoreglabile și decurg în sensul regimului optim energetic.

Apariția focarelor de deformare și deplasarea lor în timpul deformării complică mult analiza acestui proces.

Fermarea simultană a celor două focare este condiționată de o serie de factori dintre care cea mai mare influență o are raportul de deformare al extrudării directe R_A și raportul de deformare al extrudării inverse R_B .

Procesul de deformare se desfășoară în trei stadii.

În stadiul inițial se formează focarele deformației, volumele de material care curg prin secțiunile libere și forțele specifice cresc treptat, ajungînd la sfîrșitul acestui stadiu la o valoare maximă și constantă.

În momentul în care prin fiecare secțiune liberă a matriței curge un volum de metal egal cu volumul metalului aflat în zona focarului de deformare iar forța specifică este constantă începe stadiul extrudării stabile sau al regimului stabilizat.

La sfîrșitul stadiului stabilizat focarele de deformare se intersectează și forța specifică crește brusc, ceea ce corespunde stadiului final sau nestabil.

Metoda de analiză folosită în extrudarea simplă cum este cea a cîmpurilor liniilor de alunecare nu poate fi utilizată în extrudarea combinată decît cu caracter orientativ asupra formării focarelor de deformare.

Metoda limitei superioare permite o analiză ceva mai precisă a forțelor specifice însă fără să ofere posibilitatea obținerii unei relații generale.

Metoda bilanțului forțelor utilizînd metoda cercurilor lui Mohr pentru determinarea stării de tensiuni pe întreaga secțiune a materialului extrudat mi-a permis determinarea forțelor specifice extrudării combinate în funcție de o serie de factori printr-o ecuație generală :

$$P_C = f (R_A, R_B, l_0/d_0, \mu, l_s, K_f)$$

./.

Pentru că prin calcul nu am putut stabili influența unor factori cum este raportul l_0/d_0 și R_B/R_A am determinat pe cale experimentală un coeficient de corecție "C", numit indice de deformare la extrudarea combinată.

X.2. Considerente obținute prin legea similitudinii.

Fenomenele de deformare ale extrudării combinate corespund legii similitudinii astfel că observațiile și relațiile obținute în acest domeniu au valabilitate generală.

Se poate considera că există similitudine între două cazuri de deformare prin extrudare combinată, un caz model sau etalon și altul oarecare supus cercetării dacă raportul mărimilor geometrice și fizice corespunzătoare a celor două procese este invariabil.

Dacă la un proces de deformare influențele elastice, termice și dinamice nu au nici un rol, atunci analiza se poate reduce la o verificare a similitudinii plastostatice care cuprinde similitudinea geometrică, a rezistențelor de deformare și a forțelor de frecare.

Similitudinea geometrică este determinată prin :

$$V^* = \bar{l}/L \quad (10.2.1)$$

unde este o valoare oarecare a dimensiunii lineare și \bar{l} caracterizează dimensiunea modelului.

Similitudinea forțelor :

$$Q = \bar{F}/F \quad (10.2.2)$$

la care ambele sînt legate prin condițiile de curgere ale lui Mises, prin condiția :

$$\theta = \bar{K}_f/K_f \cdot V^* \quad (10.2.3)$$

unde k_f reprezintă rezistența la deformare.

La acestea este necesar să se adauge și condițiile marginale care au o influență hotărîtoare asupra procesului de deformare considerat și care trebuie să fie de asemenea asemănătoare. La extrudarea combinată aceasta este frecarea.

Pe baza legii lui Coulomb $F_R = \mu F_N$ (F_R este forța de frecare, F_N este forța normală) și a raportului forțelor conform ecuației (10.2.2), rezultă pentru coeficienții de frecare condiția :

$$\mu = \bar{\mu} \quad (10.2.4)$$

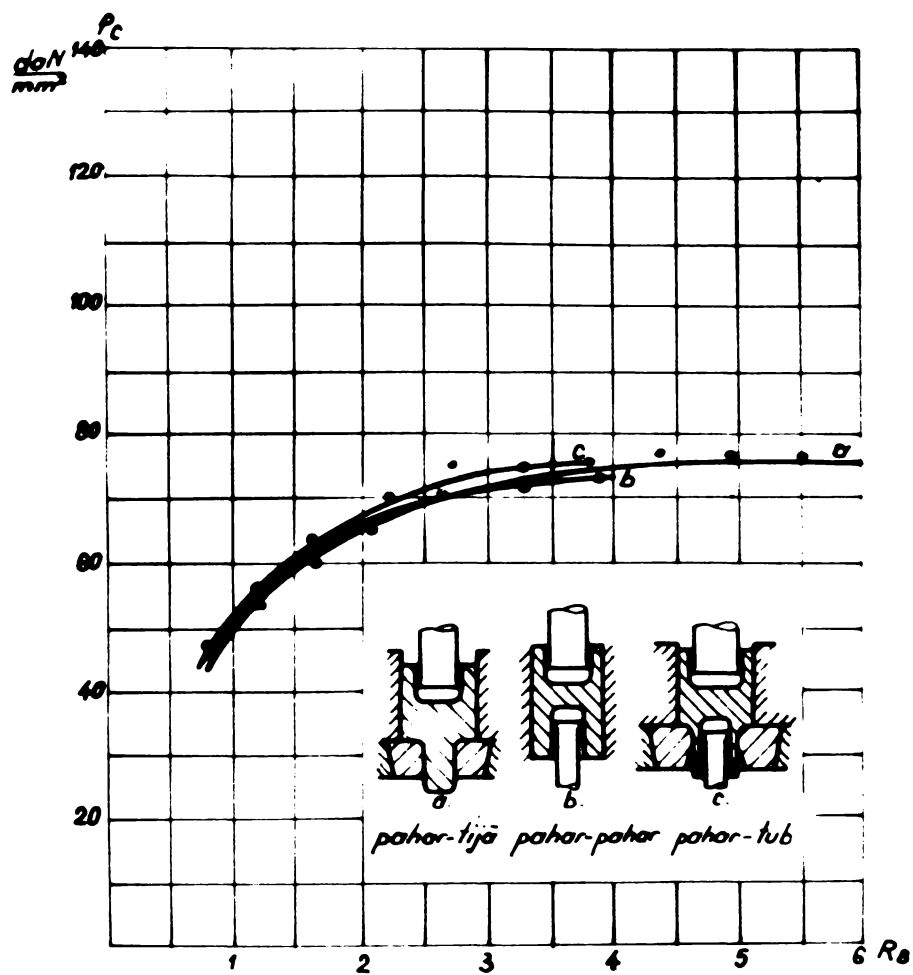


Fig. 87 Variația forței specifice maxime la extrudare combinată pentru $RA = 2,402$ în funcție de R_0 în cazul pieselor de formă pahar-tije, pahar-pahar, și pahar-tub. Oțel OE-C₁₀X.

In plus ar trebui să se verifice similitudinea sculelor de deformare și a mașinii de extrudare. Ultima poate să nu fie necesară deoarece se utilizează de obicei același utilaj.

X.2.1. Similitudinea geometrică

Piese extrudate sînt asemănătoare geometric dacă pe lângă dimensiunile piesei determinate de deformarea dirijată de scule (d_0, d_A, d_B) și lungimile rezultate din curgerea liberă a materialului l_A și l_B au același raport \bar{V} ca cel determinat de cele două lungimi a zonei neextrudate l_s .

Prin urmare trebuie să fie valabilă ecuația :

$$\bar{V} = \frac{\bar{l}_B}{l_B} = \frac{\bar{l}_A}{l_A} = \frac{\bar{l}_s}{l_s}$$

Există similitudine și în ceea ce privește cantitatea de material deformat indiferent de calitatea materialului :

$$\frac{\bar{V}_B}{V_B} = \frac{\bar{V}_A}{V_A} = \frac{\bar{l}_s}{l_s}$$

10.2.2. Similitudinea frecării

Din similitudinea curgerii materialului a rezultat că la extrudarea inversă există de asemenea și similitudinea frecării $\mu = \bar{\mu}$.

10.2.3. Similitudinea forțelor, similitudinea plastostatică. Utilizînd același material și în aceeași stare pentru diferite încercări a rezultat o similitudine plastostatică verificată prin condiția :

$$\bar{P}/P = \bar{K}_f/K_f \quad (10.2.4)$$

unde k_f reprezintă rezistența medie la deformare.

X.3. Similitudinea formei geometrice.

În cercetările efectuate am analizat extrudarea combinată axial simetrică prin două secțiuni libere pentru forma pahar-tije.

Însă rezultatele și observațiile obținute pot fi extinse și pentru forma pahar-pahar și pahar-tub.

Formarea și desfășurarea procesului de deformare pentru cele trei forme corespund condițiilor de similitudine. Factorii determinați ai procesului de extrudare ($R_A, R_B, \mu, l_s, l_0/d_0, k_f$) sînt aceiași. Rezultă că și forțele specifice p_c care apar în cele trei cazuri trebuie să fie foarte apropiate. Prin mai multe experimentări s-au obținut datele din fig.87 prin care se verifică similitudinea forțelor specifice și valabilitatea relațiilor de calcul (4.3.14).

CAPITOLUL XI.

Eficiența tehnico-economică

XI. Eficiența tehnico-economică.

Extrudarea la rece a pieselor din oțel constituie un procedeu relativ nou pe plan mondial cu deosebite perspective de utilizare pentru realizarea în patria noastră a multor piese din industria de tractoare și mașini agricole, de autocamioane și autoturisme și din industria electrotehnică și din industria ușoară.

Extrudarea la rece a oțelului prezintă deosebite avantaje deoarece reduce foarte mult consumul de metal întrucât începând cu debitarea din bară prin forfecare și terminând cu ultima operație de extrudare deși piesa a ajuns la forme și dimensiuni aproape finale nu se pierde material prin aşchiere. Precizia pieselor extrudate este foarte mare, comparabilă cu strunjirea finală și chiar cu rectificarea, iar calitatea suprafeței se obține la nivelul rectificării sau lepuirii.

Adausul de prelucrare se aplică numai în porțiunile determinate de curgerea liberă sau pentru străpungerea unor găuri. Procedeul oferă avantajul mecanizării și automatizării de unde rezultă o productivitate foarte mare.

Extrudarea combinată care constă din execuția simultană sau într-o singură cursă a poansonului, a extrudării directe și inverse vine să completeze avantajele prezentate înainte și pe care le oferă metodele de extrudare simplă, prin aceea că piese cu forme complicate ca pahar-tije, pahar-pahar și altele similare se pot executa într-o singură operație.

Din experimentările efectuate și din rezultatele obținute de autor în aplicații industriale a reieșit că extrudarea combinată ridică pe o treaptă superioară procedeul de extrudare devenind pentru o gamă mare de piese un procedeu superior ca productivitate prelucrării prin aşchiere pe strunguri automate cu 6 bare. Dacă la aceasta se mai adaugă reducerea consumului de metal rezultă importanța tehnico-economică a extrudării combinate.

Pentru aplicarea industrială a extrudării combinate este necesară cunoașterea elementelor tehnologice care sînt condiționate de cercetarea procesului pentru stabilirea condițiilor de existență simultană a extrudării directe și inverse, a determinării forțelor specifice de extrudare și a curgerii materialului prin secțiunile libere.

Cercetările pe care le-am efectuat în acest domeniu au cuprins extrudarea axial simetrică cu acționarea forței într-un singur sens materialul deplasându-se în sensuri diferite prin două secțiuni libere.

Am adoptat pentru cercetare forma pahar-tije din mai multe considerente.

Cuprinde domeniul cel mai mare de piese și deci cu perspectivele cele mai largi de aplicare industrială.

Această formă a fost cel mai puțin studiată și am apreciat că prin cercetările și rezultatele obținute pot să-mi aduc o mică contribuție în acest domeniu pentru promovarea extrudării combinate.

Pentru că în extrudarea combinată se poate aplica cu succes legea similitudinii concluziile obținute pentru forma pahar-tije sînt valabile și pentru celelalte forme de extrudare combinată. În afară de rezolvarea tehnică a extrudării combinate am considerat de importanță primordială ca cercetările să se efectueze pe materiale românești elemente esențiale pentru aplicarea industrială a extrudării la rece în condiții de maximă economicitate.

Datorită acestui fapt a trebuit mai întîi ca cercetările să cuprindă elaborarea unor oțeluri de extrudare și materiale tehnologice indigene în locul celor prevăzute a se importa din vest.

În acest sens pe bază de experimentări am stabilit condițiile tehnice (compoziție chimică, structură, tratament termic) și de elaborare a acestor oțeluri.

Tehnologia de elaborare și condițiile tehnice le-am definitivat îndeosebi pe baza verificării calităților plasto mecanice. În aceste condiții am construit curba de curgere și de duritate H_M în funcție de raportul de deformare. Din datele obținute a reieșit că oțelul românesc OE-C₁₀X are proprietăți plasto-mecanice corespunzătoare extrudării la rece pentru orice raport de deformare. Oțelul OE-C₁₀X este deja omologat fiind utilizat cu succes în locul oțelurilor din import și este în curs de brevetare (Nr.83596 din 28.10.1975).

Prin cercetările efectuate am elaborat procesul de tratament termic și de fosfatare cu materiale românești și deasemeni condițiile de elaborare și utilizare ale unui unguent indigen - bisulfura de molibden de Steiu care are proprietăți similare cu cele mai bune produse similare importate din vest (Molicote, Optimol și altele).

În ceea ce privește procesul de extrudare combinată am stabilit mai întîi condițiile determinante ale apariției extrudării combinate. În acest sens influența cea mai mare o are valoarea raportului R_B/R_A și valoarea lui l_0/d_0 .

Apariția și deplasarea focarelor de deformare au deosebită importanță în desfășurarea procesului de deformare. Urmare acestui fapt am studiat și aceste fenomene folosind metoda videoplastică. Pe baza acestor cercetări am putut determina domeniul extrudării combinate în funcție de R_B/R_A .

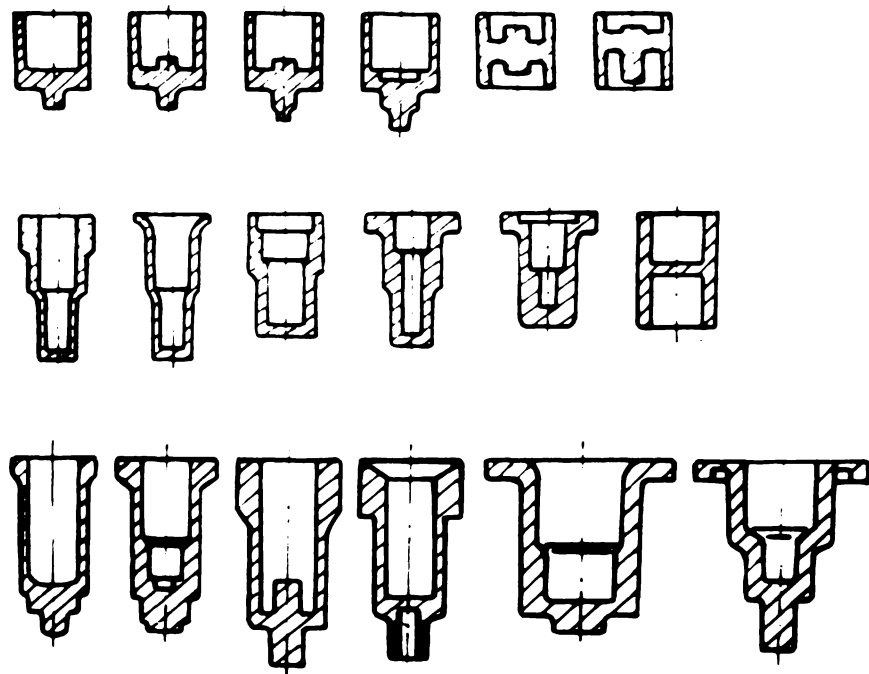


Fig 88 Forme de piese care pot fi obținute prin extrudare combinată.

În stadiul teoretic al determinării forțelor specifice extrudării combinate am aplicat pentru prima oară metoda Mohr stabilind o relație de calcul de forma $p_c = f(R_B/R_A, K_f, l_s)$. Forța specifică la extrudarea combinată este funcție de indicele de extrudare C , determinat de raportul R_B/R_A , de rezistența la deformare K_f care depinde de material și de raportul de deformare R_A , de valoarea l_0/d_0 cât și de lungimea porțiunii neextrudate, l_s .

Metodica experimentală de măsurare a forței în timpul extrudării cât și dispozitivele utilizate au fost concepute și realizate de autor folosind un element tensometric original montat în matriță în paralel cu elementele tensometrice montate în coloanele presei.

Forța totală măsurată cu elemente tensometrice montate în coloanele presei, cuprinde și forța de frecare a berbecului în culisele de alunecare. Aceste forțe de frecare le-am măsurat la mersul în gol al presei.

Din cercetări au rezultat observații foarte utile.

Forța specifică a extrudării combinate p_c este apropiată de valoarea forței specifice a extrudării simple, în domeniul $0,5 < R_B/R_A < 1,2$ adică :

$$p_c \simeq p_B \quad \text{cînd } p_B < p_A \text{ pentru } R_B \leq R_A$$

sau

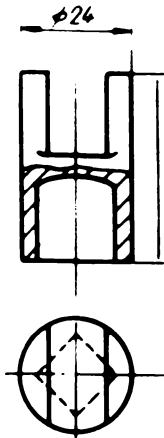
$$p_c \simeq p_A \quad \text{cînd } p_A < p_B \text{ pentru } R_B \geq R_A$$

Am determinat variația mărimii deformațiilor volumetrice V_A și V_B în funcție de valoarea raportului R_B/R_A pentru $l_s = \text{const.}$ care are deosebită importanță în elaborarea tehnologiei extrudării combinate deoarece oferă posibilitatea determinării dimensiunilor zonelor de curgere l_A și l_B .

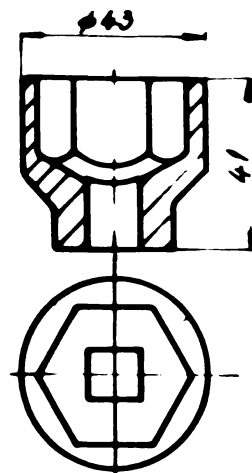
Datele obținute atât teoretic cât și experimental pot constitui bazele elaborării tehnologiei extrudării combinate în vederea aplicării cu succes a acestei metode în industrie.

Prin rezultatele cercetărilor care cuprind elaborarea și asimilarea unui nou oțel de extrudare și a unui unguent indigen, a datelor teoretice și experimentale obținute în extrudarea combinată s-au creat premise noi care oferă atât o utilizare optimă a procedurii cât mai ales o extindere prin perspectivele pe care le oferă extrudarea combinată.

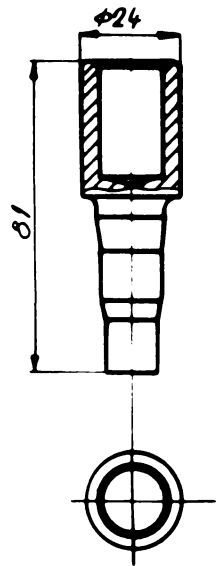
În același timp metodologia, aparatura, experiența și rezultatele acumulate formează un punct de plecare pentru noi cercetări în dezvoltarea teoretică și aplicativă a acestui procedeu în patria noastră.



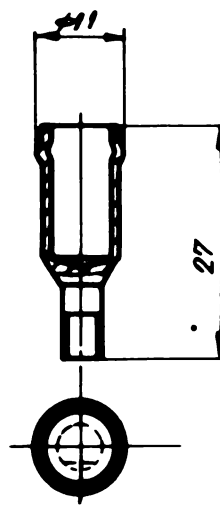
Racord pentru
cheie tubulară
Oțel 40C10



Cheie tubulară
Oțel 40C10



Pivot de direcție
Oțel 18CN20



Fișă de conectare
Cupru

Fig. 89. Piese care pot fi executate prin extrudare combinată

Extrudarea combinată la rece cuprinde un domeniu foarte vast de aplicații putându-se realiza o gamă variată de piese de diferite forme așa cum sînt cele prezentate în fig.88.

Din acestea, de exemplu forma pahar-pahar reprezintă axele de piston pentru industriile automobile și tractoare care constituie un caz important pentru industria noastră.

Pentru prelucrare, pornind de la bară plină, a unui ax de piston cu diametrul de 22,35 mm, alezaj = 14,22 mm. și lungimea = 81,28 mm trebuie să se consume 308,9 g față de 148,6 g a piesei finite.

Pierderea de metal datorită prelucrării prin așchiere (strunjire, rectificare, ajustare fețe, găurire) este de 160,3 g deci peste 50%.

Prin extrudare combinată la rece pierderea de metal este de numai 14,56 g la o piesă. În acest sens tehnologia de extrudare ar trebui să cuprindă :

- debitarea barei la lungime prin forfecare cu ajutorul unei prese cu acționare mecanică de 2,15 MN cu 60 lovituri/minut.
- ajustarea la capete prin șanfrenare pe un strung automat cu un consum de 1 mm din lungimea fiecărui semifabricat.
- recoacere, fosfatare și ungere
- extrudare combinată la rece pe o presă de extrudare de 3 MN cu 26 lovituri/minut.

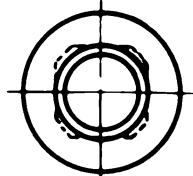
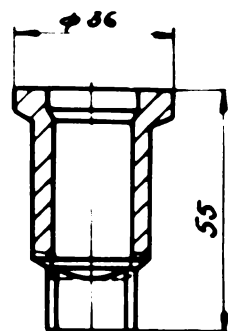
Multe alte piese din industria constructoare de mașini și din industria electrotehnică pot fi realizate prin extrudare combinată.

În fig.89 și fig.90 am prezentat câteva exemple din care rezultă că economiile de metal este de 30-70%.

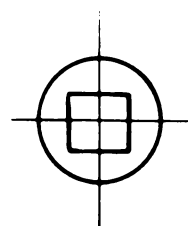
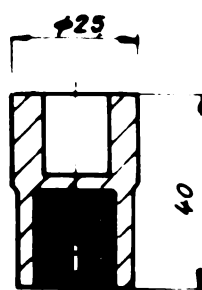
Ținînd seama că numărul de operații este foarte redus prin extrudare și totodată execuția făcîndu-se pe prese care lucrează în regim automat cu mare productivitate și consumul de manoperă prin extrudare combinată se reduce foarte mult fiind cuprins între 25 și 60%.

Făcînd un calcul estimativ numai pentru corpuri de buji, axe de piston și pinioane planetare necesare industriei noastre economia de metal ar fi de 800 t oțel/an iar economia de manoperă poate depăși 600 mii ore anual.

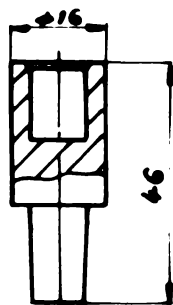
În ceea ce privește valoarea investiției și aceasta rezultă mai mică pentru extrudarea combinată deoarece o presă de extrudare poate înlocui cca 6 strunguri automate cu 6 bare, iar prețul unei prese corespunde cu valoarea a 2,5 strunguri automate.



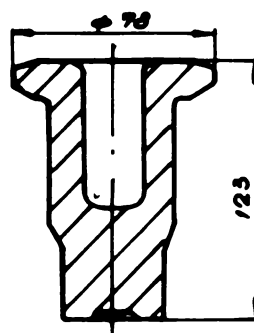
Piuliță pentru
fixarea roții
Oțel OLC35



Cheie tubulară
Oțel 40 C10



Racord
Oțel OE-C10X



Pinion planetar
Oțel 18 MC10

Fig.90 Piese care pot fi executate prin extrudare combinată

In vederea reducerii consumului de metal și de manoperă din industria constructoare de mașini este necesar să se reconsidere tehnologiile clasice comparativ cu extrudarea la rece.

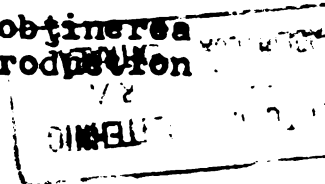
In aceste condiții pe baza celor arătate va rezulta că extrudarea combinată la rece constituie un procedeu cu posibilități largi de utilizare în multe domenii din industria constructoare de mașini din patria noastră.

BIBLIOGRAFIE

1. Olenin D.L. "Calculul trecerilor tehnologice și construcția sculelor pentru extrudarea combinată la rece". Moscova, Kuznecinoe stampovocinoe proizvodstvo, nr.1, 1972.
2. Steck E "Cercetări engleze și olandeze în domeniul extrudării la rece" Industrie - Anzeiger Essen, 10 Mai 1966.
3. - "Unele aspecte ale extrudării la rece a oțelului - Conferința internațională a VI-a asupra extrudării la rece a oțelului, Eastbourne, Noem.1965 Sheet Metal Industries April 1966.
4. Geiger R "Cîteva studii și cercetări ale forței și curgerii metalului la extrudarea simultană directă și inversă pentru forma pahar-pahar. Proceedings (Supplement) of the 2nd North American Metalworking Research Conference, Madison, Wisc U.S.A., Mai 1974.
5. Nanu A, Coman L, Teodorescu A. "Extrudarea la rece și forjarea cu fibraj continuu a oțelului, Editura Facla 1975.
6. Teodorescu A. "Tehnologia extrudării metalelor" Editura tehnică 1975.
7. Feldman, H. "Extrudarea la rece a oțelului". Moscova Editura Maghiz, 1963.
8. Perry, J. "Principiile extrudării oțelului la rece". The Canadian Mining and Metallurgical Buletin, 1954, vol.47, nr.503.
9. - "Extrudarea la rece a capetelor unor piese mari cu o înaltă eficiență economică". Steel 161, nr.6, 1967.
10. Parker, G. și Chepko, T. "Orientarea către economicitate prin extrudarea la rece". Material Engineering 66, nr.4, 1967.
11. Pawelski, O. "Bazele plastomecanice ale deformării la rece". Metallkunde, 71 nr.3, martie 1970.
12. Jolobov, V. V. și Zverev, G.I. "Presarea metalelor". Moscova, Editura Maghiz, 1959.
13. Favorski, V.E. "Prelucrarea prin extrudare la rece a metalelor neferoase". Moscova, Editura Maghiz, 1951.
14. - "Extrudarea la rece". Machinery, nr.1 1967.
15. Dieter, F.G. Jr. "Metalurgie mecanică" New York, 1961. Traducere: București, Editura Tehnică, 1970.
16. Doehring, D.R. "Folosirea lubrifianților solizi la deformarea plastică". Werkstatt und Betrieb, nr.10, oct.1971.
17. Laska, Reinhold. "Ecruisarea și exponentul de ecruisare al oțelurilor cu un conținut bogat de carbon". Werkstatt und Betrieb (R.F.G.) nr.8, aug.1971.
18. Heil, H.P. și Lienhart, A. "Rezistența la deformare și deformabilitatea oțelurilor". Draht Welt, R.F.G., 56, nr.4, apr.1970.
19. V.D.I. - Arbeitsblatt 5-317 "Noțiuni și simboluri de formule în tehnica deformării". Verlag Gm. b.H. Düsseldorf, 1962.

20. Storojev, M., V. și Popov, E.A. "Teoria prelucrării metalelor prin deformare plastică". Moscova. Editura Mașinostroenie, 1971.
21. Flinn, J. "Prelucrarea fără așchiere". Editura Carl Hanser, München, 1969.
22. "Calculul presiunii la extrudarea directă la rece a profilurilor pline de oțel". Londra, Metal Forming, nr.5, mai 1970.
23. - "Calculul presiunii la extrudarea la rece a pieselor de oțel în formă de pahar". Londra, Metal Forming, nr.6, iunie 1970.
24. Sieber, K. "Noutăți în practica deformării la rece". Düsseldorf Draht-Fachzeitschrift, aug. 1968, Heft 8.
25. V.D.I. 3201 "Curbele de curgere ale oțelurilor pentru extrudare". Verlag GmbH, Düsseldorf, 1962.
26. Norme française NF A 35 564 "Bare și sârme din oțel special pentru deformare la rece".
27. Diergarten, H. "Tabloul incluziunilor nemetalice în oțeluri". Gefüge-Richtreihen im Dienste der Werkstoffprüfung in der stahlverarbeitenden Industrie Verlag GmbH Düsseldorf, 1960.
28. - "Extrudarea la rece a pieselor din aliaje neferoase". Düsseldorf, Technische Zeitschrift für praktische Metallbearbeitung (R.F.G.), nr.3, 1972.
29. V. D. I. 3200 "Curbele de curgere ale metalelor neferoase" Verlag GmbH, Düsseldorf, 1962.
30. Rickert, A. "Extrudarea la rece a oțelului". Dir.Technik, nr.12, dec. 1965.
31. Solotov, S. S. "Debitarea din bare laminate semifabricatelor precise pentru matrițare". Moscova, Kuznecino stampovocinoe proizvodstvo, nr.8, aug. 1972.
32. Herbst, Ulrich. "Tăierea exactă a materialelor pentru extrudarea la rece". "Düsseldorf, Industrie - Anzeiger, nr.107/108, 1970.
33. Sofman, A.L. "Teoria și practica proceselor de presare la rece". Moscova, Editura Maghiz, 1964.
34. - "Debitarea semifabricatelor". Catalog MAYPRES, R.F.G., 1972.
- "Debitarea semifabricatelor sub compresiune axială". Paris. Formage et traitements des metaux, nr.38, oct.1972.
35. Rastopein, S. A. Gubarev, V. V. "Debitarea cu reducerea în diametru. Moscova, Kuznecino stampovocinoe proizvodstvo, nr.9, 1972.
36. Megcerin, V.T. Solovțov, S.S. Timonin, A.T. "Influența vitezelor înalte de tăiere asupra calității semifabricatelor debitate". Moscova, Kuznecino stampovocinoe proizvodstvo, nr.8, 1972.
37. - "Al patrulea simpozion internațional al deformării plastice la rece". Düsseldorf, Werkstattstechnik R.F.G., nr.2, febr.1971.
38. - "Operații de debitare rapidă pe mașini Petroforge". Machine Moderne Paris" Apr.1967.
39. - "Posibilități de a obține o structură fără benzi". Paris, La Metallurgie vol. 104, nr.12, decembrie 1972.
40. Guliaev, P.A. "Metalurgie fizică". Traducere, București, Editura tehnică, 1954.
41. V.D.I. 3161 "Curățirea și degresarea suprafețelor metalice". Düsseldorf.
42. V.D.I. 3162 "Decaparea pentru semifabricate deformate la rece". Düsseldorf.
43. - "Straturi fosfatate aplicate în vederea deformării plastice la rece a oțelurilor". Düsseldorf, Draht (R.F.G.), nr.11, 1972.

44. - "O rețetă de fosfatere a semifabricatelor din aluminiu în vederea extrudării la rece." Londra, Metalurgia and Metal Forming, apr.1972.
45. - Extrudarea la rece a oțelului". Beratungsstelle für Stahlverwendung Verlag GmbH, Düsseldorf, 1970.
46. Wick, Gh. "Prelucrarea fără așchiere". Editura Industrial Press, New York, 1970.
47. Olivier, W. "Procedee pentru fabricarea de tuburi inferioare de ghidaj pentru un ansamblu telescopic cu furcă în special pentru motociclete". Stuttgart, Frankk'sche, ATZ vol.55, 1953.
48. Kinderman, H. "Fabricarea prin deformare la rece a dopurilor de 2". Leipzig, Fertigungstechnik und Betrieb, vol. 17, nr.12, dec. 1968.
49. Santini, R. "Extrudarea la rece a axelor de piston". Paris, La Metalurgie, nr.11, nov. 1967.
50. Verson, D.M. "Dezvoltarea extrudării la rece. Producția inelelor de rulmenți pentru paliere". Paris, Formage et Triètements des Métaux, nr.17, sept. 1970.
51. Considerații privind studiul sculelor de extrudare la rece". Paris, La Machine moderne, nr.726, sept.1969.
52. Sieber, K. "Proiectarea sculelor pentru extrudare la rece". Londra, Metal Forming, mai 1971.
53. Haufe, W. "Oțeluri rapide pentru scule destinate deformării plastice". Düsseldorf, Werkstatt und Betrieb, nr.10, 1964.
54. Sieber, K. "Scule de înaltă productivitate pentru deformare la cald și la rece". München, Carl Henser, Vortrag bei der technischen Tagung der Gesenkschmiede Industrie 11, 1961.
55. Kienzle, O. "Caracteristici ale pieselor și ciocanelor". Düsseldorf, Werkstattstechnik und Maschinenbau nr.1, 1953.
56. Feldman, H. "Stadiul utilajelor destinate pentru extrudarea la rece a pieselor". Düsseldorf, Werkstatt und Betrieb, nr.9, 1969.
57. Maier, W. "Prese pentru extrudarea la rece". Paris, Formage et traitements des métaux, nr.38, 1972.
58. Girodet, P. "Cum alegem o presă pentru extrudare la rece", Paris, Machine moderne sept. 1971.
59. Massat, H. "Extrudarea hidrostatică". Paris, Mécanique, sept., nr.9, 1970.
60. - "Presă de extrudare hidrostatică de 1600/80 tf." Londra, The Engineer, sept. 9, 1967.
61. Thatcher, R. și Penell, J.A. "Presă pentru extrudarea hidrostatică". Londra, Machinery, vol.119, nr.3079, 17 nov. 1971.
62. Anderson, F.T. și Norman, W. "Progrese prin extrudarea prin șoc". Paris, Machine Moderne, nov. 1966.
63. - "Determinarea presiunii de extrudare". Londra, Metal Forming, mai 1969.
64. - "Presă pentru deformare la rece". Düsseldorf, Massey-Schlatter, Industrie Anzeiger, nr.57, iulie 1969.
65. Renne, P.I. "Alegerea parametrilor tehnologici ai extrudării rotative". Moscova. Kuznecino-stampovocinoe proizvodstvo, nr.1, 1975.
66. Kayser, J.G. "Tehnologii de refulare la rece pentru obținerea pieselor din sârme sau bare". Londra Machinery and production engineering nr.3088, 19 ian.1972.



67. - "Lubrifiant pentru deformare la rece". Londra, Metalurgia and Metal Forming, apr. 1972.
68. Berteld K. și Stanz, A. "Examinarea pe cale microscopică a incluziunilor nemetalice din oțelurile de calitate cu ajutorul scârilor etalon". Düsseldorf, Archiv für des Eisenhüttenwesen R.F.G. nr.8, aug.1971.
69. Prozorov, V.L. Kostova, A.A. și Revtov, D.V. "Extrudarea la rece a metalelor prin metoda hidrostatică". Moscova, Editura Mașinostroenie, 1972.
70. Feldmann, H. "Stadiul actual al utilajelor pentru extrudare". Düsseldorf, Werkstatt und Betrieb Heft 9, 1969.
71. Wagener, H.W. "Rigiditatea preselor mecanice și hidraulice pentru extrudarea la rece a pieselor". Leipzig, Werkstattstechnik nr.5, 1972.
72. Pischel, H. "Prese hidraulice speciale pentru deformarea plastică volumică". Leipzig, Werkstattstechnik nr.5, 1972.
73. Bühler, H. Grothe, M. și Meyer, M. "Curbele de curgere ale oțelurilor nealiat și aliate". Düsseldorf, Industrie Anzeiger nr.100, dec. 1968.
74. Moisan, I. Tigot, I. "Posibilitatea de aplicare industrială la aliajele de aluminiu a extrudării hidrostatică". Paris, Révue de Métallurgie, ian. 1969.
75. Galkin, A.A. "Deformarea directă a pieselor metalice prin extrudare hidrostatică". Paris, Machine Moderne, nr.730, ian.1970.
76. Kadlecěk, J. Krahánek, P. Pelar, E. "Noi metode de prelucrare prin deformare". Paris, La machine outile française nr.260, ian.1970.
77. Poulson, H. "Operații de debitare rapidă pe mașina Petroforge". Paris, Machine Moderne, aprilie 1967.
78. Sprebriansky, N. "Tehnologia și evoluția metodelor de lucru ale deformării metalelor". Paris, Machine, Moderne, sept.nr.9, 1967.
79. Szamosvölgyi, A. "Producția fără pierderi a semifabricatelor debitate la rece". Paris, Machine Moderne, nov. 1965.
80. Chase, H. "Refularea și extrudarea pe o mașină de presare la rece". Paris, Machine Moderne nov.1965.
81. Keeler, P.I. "Capacitatea de deformare este îmbunătățită prin presiune hidrostatică". Paris, Machine Moderne, nr.734, mai 1970.
82. Perlin, L.I. "Teoria presării metalelor". Moscova, Editura Mașghiz, 1964.
83. Korsakov, D.V. "Indrumător pentru scule de presare". Leningrad, Editura Mașghiz, 1972.
84. Suhov, V. Iu. Flenev, A.G. "Presarea la rece, Moscova, Editura Mașghiz, 1972.
85. - "Deformarea la rece". Paris, Machine Moderne, nov. 11, 1971.
86. Solohov, V. V. și Zverev, G.I. "Scule pentru presarea metalelor". Moscova, Editura Mașghiz, 1965.
87. Kaul, B. "Extrudarea la rece a oțelului". Londra, Machinery, vol. 91, oct. 25, 1967.
88. - "Poansoane din oțel de scule pentru extrudarea inversă a oțelului". Londra, Metal Forming nr.12, dec. 1958.
89. Jaoul, E. "Studiul plasticității și aplicații la metale", Paris, Editura Dunod, 1965.

90. Unksow, E.P. "Teoria plasticității pentru ingineri. Metode pentru calculul forței de deformare". Moscova, Editura Maghiz, 1959.
91. Burgdorf, M. "Determinarea prin metoda refulării inelelor a coeficientului de frecare pentru procedeul deformării masive". Düsseldorf, Industrie-Anzeiger nr.39, mai 1967.
92. Tuong, V. "Baza științifică a deformării metalelor". Paris, Mecanique, nov. 1970.
93. Diderrich, E. Contsonradis, D. "Extrudarea și forjarea superalialelor de cobalt turnate". Bruxell Cobalt, nr.50, martie 1971.
94. Johnson, E. și Bishop, E. "Oțeluri de matrițe pentru extrudarea la rece". Londra, Steel Processing vol. nr.6, iunie 1954.
95. May, O. "O presă de tip nou pentru extrudarea la rece". Londra Sheet Metal Industries vol. 32, nr.339, iulie 1955.
96. Drăgan, I. "Tehnologia deformărilor plastice". Institutul Politehnic Cluj.
97. Popescu, V. "Tehnologia forjării și extrudării". București Editura didactică și pedagogică, 1967.
98. Graner, H. și Marx, S. "Aluminiu" Berlin, Manual Verbağ Technik, 1969.
99. Adie, E.J. și Harper, S. "Extrudarea hidrostatică". Düsseldorf, Zeitschrift für Metallkunde, nr.5.1971.
100. Kursets, E. "Imbinări priș extrudare" Düsseldorf, Werkstatt und Betrieb, nr.9, 1969.
101. Beisel, W. "Dezvoltarea tehnologiei la rece". Düsseldorf, Werkstatt und Betrieb, sept. 1968, Heft 9.
102. Glaymarm, J. "Tratamente ale suprafețelor. Paris, Machine Moderne, mai 1971.
103. Golf, K.H. "O nouă concepție a preselor cu excentric pentru forjare. Presa cu inel de presare". Paris, Formage et traitements des métaux, nr. 35, martie 1972.
104. - "Formarea la rece pe mașini automate". Paris, Machine-outil, nr.279, oct. 1971.
105. - "Defecte la debitarea barelor". Londra, Metallurgia and metal forming, febr. 1972.
106. V.D.I. 5-3137 "Noțiuni și formule în tehnica deformării". Düsseldorf, Verlag GmbH, 1962.
107. V.D.I. 5-3138 "Extrudarea la rece - însemnări practice". Düsseldorf, Verlag GmbH, 1962.
108. V.D.I. 3164 "Fosfatarea la deformarea la rece". Düsseldorf, Verlag GmbH, 1962.
109. V.D.I. 3171 "Refularea și presarea la rece". Düsseldorf, Verlag GmbH, 1962.
110. V.D.I. 3165 "Materiale de ungere pentru deformarea la rece". Düsseldorf, Verlag GmbH, 1962.
111. V.D.I. 3163 "Gaze de protecție și de reacție pentru tratamentul termic al pieselor deformate la rece". Düsseldorf, Verlag GmbH, 1962.
112. V.D.I. 3162 "Decaparea pentru deformarea la rece". Düsseldorf, Verlag GmbH, 1962.
113. Heil, H.P. și Bienhart, A. "Rezistența la deformare și deformabilitatea oțelurilor". Düsseldorf, Draht-Welt & R.F.G. 56 nr.4, apr.1970.

114. Liudeher, H. "Deformarea oțelului la semicald între 600° și 900°C Düsseldorf, Industrie-Anzeiger, nr.93, 7 nov. 1969.
115. Burgdorf, M. "Extrudarea oțelului între 20° și 700°C". Paris, Formage et traitements des Métaux, mar. 1972.
116. Scholov, V.V. și Zverev, T.G. "Scule pentru extrudarea la cald". Moscova, Editura Maginostroenie, 1965.
117. Hestbech, J. Langer, E.W. și Rosen, A. "Deformarea aliajului superplastic Zn-Al". Londra, Journal of the Institute of Metals, vol. 89, oct.1971.
118. Bryant, A.J. "Cercetarea metalurgică a defectelor la aliaje de aluminiu extrudate la cald". Düsseldorf, Zeitschrift für Metallkunde, vol. 62, nr.10, oct.1971.
119. Lane, K. "Denumirea sculelor folosite la extrudarea metalelor și calitățile de oțel corespunzătoare". Düsseldorf, Zeitschrift für Metallkunde, 1955, nr.4.
120. Tritsch, G. și Siegel, R. "Studiul de bază al materialelor pentru extrudarea la semicald". Düsseldorf, Neue Hütte, nr.7, 1966.
121. Cooksey, J.R. "Presiunile necesare pentru extrudarea la rece a oțelurilor slab aliate". Londra Metal Forming 35 nr.4, apr.1968.
122. - "Lubrifianti solizi pentru extrudarea la rece a oțelului". Paris, Machine Moderne 756 martie 1972.
123. Mätz V. "Extrudarea oțelului și metalelor neferoase". München, Editura Carl Hanser, 1963.
124. Schädlich, S. "Calculul și fabricația pe baza ajustajului forțat al matrițelor pentru prelucrare prin extrudare la rece mult solicitate". Leipzig Fertigungstechnik und Betrieb sept.oct.nov. 1959.

...--...