

INSTITUTUL POLITEHNIC "TRAIAN VOIA"
TIMIȘOARA
FACULTATEA DE MECANICĂ

**GENEȘTARI PRIN ÎNȚĂMĂRI
TEVILOR DIN OTELURI
INOXIDABILE
PRIN EXTRUZIUNE**

BIBLIOTECA CENTRALĂ
UNIVERSITATEA "POLITEHNICĂ"
TIMIȘOARA

CONDUCĂTOR ȘTIINȚIFIC
Prof. Dr. Doc. Ing. A. MANU

A U T O R

Ing. CONSTANTINESCU SOMIN

- 1985 -

INSTITUTUL POLITEHNIC TIMIȘOARA	
B.	
Volume:	504400
Data:	22.11.85

"Realizarea unei noi calități, ridicarea nivelului tehnic, valorificarea superioară a materiilor prime și a materialelor, creșterea productivității muncii sînt nemijlocit legate de ridicarea la un nivel superior a întregii activități de cercetare științifică și tehnologică, de perfecționarea continuă a învățămîntului și lărgirea orizontului de pregătire profesională și tehnică a tuturor oamenilor muncii"

NICOLAE CEAUSESCU

Doresc, ca acum cînd terminînd această lucrare și cînd mi-am dat seama cît drumul parcurs a fost greu dar plin de satisfacții profesionale, să mulțumesc tov.prof.dr.doc.Nann Aurel care m-a îndrumat în parcurgerea treptelor cunoașterii și care a rugat să mă determine să nu mă opresc la jumătatea drumului. Pentru sprijinul acordat îi sînt recunoscător.

Mulțumesc pe această cale și tov.dr.ing. Radu Gelu care m-a îndrumat în activitatea de documentare științifică și care m-a sprijinit în numeroase momente de incertitudine în interpretarea rezultatelor și a concursurilor lor tehnologice.

Mulțumesc de asemenea tov.ing. Hornet Aurel care a fost permanent alături de mine la realizarea experimentărilor sprijinindu-mă prin înaltele cunoștințe teoretice și practice pe care le deține.

În final mulțumesc tuturor celor care au fost alături de mine și m-au sprijinit ca să duc la sfîrșit această treaptă în cunoaștere.

CONTINUT

INTRODUCERE

- CAPITOLUL I** - Stadiul actual al cercetării și fabricării țevilor din oțeluri inoxidabile
- 1.1. - Deformabilitatea oțelurilor inoxidabile
 - 1.1.1. - Generalități
 - 1.1.2. - Metode de determinare a deformabilității
 - 1.1.3. - Factori care influențează deformabilitatea
 - 1.1.4. - Deformabilitatea la cald a oțelurilor inoxidabile
 - 1.1.4.1. - Oțeluri inoxidabile austenitice
 - 1.1.4.2. - Oțeluri inoxidabile feritice și austenitice
 - 1.2. - Comportarea oțelurilor inoxidabile la deformarea prin extruziune
- CAPITOLUL II** - Utilajul pentru extruziune
- 2.1. - Contribuții cu privire la cinematica procesului de extruziune
 - 2.1.1. - Elemente teoretice și practice privind calculul forțelor la extruziunea țevilor
 - a) Calculul efortului de prepresare
 - b) Calculul efortului de extruziune
 - 2.1.2. - Viteze în procesul de extruziune
 - 2.2. - Materialele utilajului de extruziune
 - 2.2.1. - Cu privire la materialele pentru scule
 - 2.2.1.1. - Determinarea materialului din care se execută poansonul de presare
 - 2.2.1.2. - Determinarea materialului din care se execută dornul de extrudare

- 2.2.1.3. - Alegerea materialelor pentru filieră și șoaba de presare
- 2.3. - Dimensionarea filierei și cornului de extruziune
 - 2.3.1. - Determinarea diametrului de lucru al filierei
 - 2.3.2. - Determinarea diametrului părții de lucru a cornului de extrudare.
- 2.4. - Lubrefianți folosiți în procesul de extruziune
 - 2.4.1. - Influența lubrefianților pe bază de sticlă asupra calității suprafeței produselor extrudate
- 2.5. - Tehnologia de extruziune
 - 2.5.1. - Procesul de extruziune la cald a țevilor din oțel și ciclul de extruziune.
 - 2.5.2. - Jocul între soula de extruziune și blocul ce se extrudează
 - 2.5.3. - Pierderi de material prin extruziune

CAPITOLUL III - Rezultate experimentale

- 3.1. - Determinarea deformabilității oțelului marca W 1.4435
 - 3.1.1. - Caracteristici ale oțelului marca W 1.4435 utilizat pentru țeava 57 x 8 mm
 - 3.1.2. - Determinarea deformabilității oțelului marca W 1.4435
- 3.2. - Determinarea experimentală a rezistenței la deformare și verificarea relațiilor matematice de calcul a forței de extruziune

- 3.3. - Stabilirea parametrilor tehnologici de extruziune pentru țevile din oțel marca W 1.4435 cu dimensiune 57 x 8 mm
- 3.3.1. - Fluxul de fabricație al țevilor din oțel inoxidabil
- 3.3.2. - Tehnologia de fabricație pentru țeava \varnothing 57 x 8 mm din oțel marca W 1.4435
- 3.4. - Condițiile de calitate pe care trebuie să le îndeplinească produsul finit
- 3.4.1. - Verificarea aspectului
- 3.4.2. - Verificarea dimensiunilor și rectilinității
- 3.4.3. - Verificarea compoziției chimice
- 3.4.4. - Incercarea la presiune hidraulică
- 3.4.5. - Incercarea la tracțiune
- 3.4.6. - Incercarea la aplatizare
- 3.4.7. - Incercarea la erozare
- 3.4.8. - Incercarea la duritate
- 3.4.9. - Controlul defectoscopic nedestructiv
- 3.4.10. - Caracterizarea comportării la coroziune fisurantă
- 3.4.11. - Incercarea la coroziune intercrystalină

CAPITOLUL IV - Concluzii

INTRODUCERE

Primele încercări de a obține țevi din oțel, fără sudură, prin procedeul extruziunii la cald, datează din anul 1925

Aplicarea practică a procedurii nu a putut fi extinsă datorită:

- consumului mare de scule tehnologice (filiere, dornuri, șabla de presare)
- vitezele de extruziune mici, datorită forțelor reduse și productivității mici datorită mecanizării și automatizării insuficiente.

Inconveniențele de mai sus făceau procedeul nerentabil și deci practic neaplicabil.

După război, mai precis după 1950, acest procedeu oțel țigă teren și devine un procedeu industrial în unele domenii de exclusivitate. Dezvoltarea procedurii este continuă.

Dacă înainte de 1950 se realizau 5-10 extruziuni/oră mai târziu (1960) se ajunge la o medie de 50 extrudări/oră cu vîrfuri pînă la 80 de extrudări. În prezent se realizează o medie de 50 extrudări/oră cu vîrfuri de 100 extrudări.

O cadență de 100 extrudări/oră - în medie - devine ușor realizabilă. Acest progres spectacular se evidențiază prin:

- 0,5 t/oră înainte de 1950
- 2-5 t/oră în anul 1960
- 15 t/oră cu instalațiile actuale.

Acest salt calitativ s-a datorat următorilor factori:

- apariția unor prese de extruziune hidraulice, de forțe mari, cu viteze de presare în container mergînd pînă la 500 mm/sec, complet mecanizate și automatizate;

- punerea la punct a fabricării sculelor de extruziune cu mare rezistență la uzură la temperaturi mari (1100-1250°C) de extruziune.

./.

-2-

→ punerea la punct a unor lubrefianți teraco-
lanți care fac față temperaturilor ridicate și presiunilor
mari care apar în procesul de extruziune.

În prezent se fabrică prese de extruziune hidraulice
într-o gamă largă de forțe.

În anul 1978 în întreaga lume funcționau 63 instala-
ții de extruziune, repartizate conform tabelului de mai jos.

T A R A	INSTALAȚII CU PRESE DE EXTRUZIUNE HIDRAULICE		INSTALAȚII CU PRESE DE EXTRUZIUNE MECANICE	
	Nr. buc.	Forța totală instalată tf	Nr. buc.	Forța totală instalată tf
Austria	1	3000	-	-
Anglia	10	20750	1	1350
Bulgaria	2	4600	-	-
R.D.G.	1	2000	-	-
Spania	1	3100	-	-
Italia	3	4350	2	4250
URSS	2	4750	2	2750
Franța	2	4500	-	-
R.F.G.	5	10200	5	6600
R.S.Cehoslovaci	-	-	1	2000
Suedia	4	7650	-	-
SUA	8	24700	2	3300
Brasilia	-	-	2	2450
R.P.Chineză	2	4900	-	-
Japonia	7	18300	2	2200

În tabelul de mai sus este vorba numai de forțele
presei de extruziune (fără presele de perforare).

Numărul instalațiilor de extruziune este în continuă
creștere. În ultimii 25 ani numărul instalațiilor de extruziune
a crescut de peste 10 ori, iar forța totală a crescut cu 800 t

/.

la presele hidraulice și cu 250t la presele mecanice.

În momentul de față 85-90% din instalațiile de extruziune sînt destinate pentru extruziunea țevilor, iar restul pentru profile.

Așa cum arată Programul P.C.C.R. "continuarea feră a politicii de industrializare reprezintă factorul primordial al dezvoltării forțelor de producție, al progresului economic și social al țării".

În conformitate cu orientările de bază stabilite pentru perioada 1986 - 1990 "industria construcțiilor de mașini se va dezvolta cu un ritm mediu anual de 7,0 - 7,5%, se prevede ca peste 96% din producția marfă ce va fi realizată în 1990 să fie constituită din produse noi și reproduse, situate la nivelul ridicat al performanțelor tehnice și calitative mondiale" ¹⁾.

"Industria chimică este de asemenea prevăzută să se dezvolte într-un ritm mediu anual de 8,5 - 9,0%, sporuri importante fiind prevăzute în chimia de sinteză fină, produse de mic tonaj, materiale ultrapure, semiconductori și monocristaline, reactivi de înaltă puritate și alte substanțe chimice pure". ²⁾

"Dezvoltarea bazei energetice se va realiza prin valorificarea eficientă a tuturor tipurilor de surse primare în special a lignitei și gîsturilor bituminose, extinderea construcției de hidrocentrale, accelerarea programului de realizare a centralelor nucleare-electrice" urmînd a se realiza 21-22 miliarde kWh în centrale nucleare-electrice și aproape 38 miliarde kWh pe bază de cărbuni și gîsturi bituminose". ³⁾

Pe neocena dezvoltarea bazei energetice a țării, a industriei constructoare de mașini, a industriei chimice precum și a altor ramuri (industria alimentară, agricultura etc) înseamnă o creștere substanțială a producției de țevi din oțeluri aliate, inoxidabile și refractare. În prezent în țara noastră se construiesc cazane energetice de capacități mari (1120 t/h abur, 1035 t/h, 920 t/h, 420 t/h) care necesită țevi de cazane clasa a III-a, țevi care se realizează în condiții deosebite.

1,2,3.) Directivele Congresului al XIII-lea al Partidului Comunist Român cu privire la dezvoltarea economică-socială a României în cincinalul 1986-1990 și orientările de perspectivă pînă în anul 2000.

Pentru centralele nucleare, schimbătoarele de căldură, pentru instalațiile frigorifice, în petrochimie, pentru instalațiile care lucrează în medii corosive, pentru fabricarea inelelor de rulmenți chiar și în mobilier și construcții navale se folosesc tot țevile din oțeluri inoxidabile.

Lucrarea de față își propune rezolvarea unor probleme legate de extruziunea țevilor din oțel inoxidabil în general și a unor aspecte concrete privind extruziunea țevilor din oțel marea V 1.4435, oțel inoxidabil austenitic, cu dimensiunile $\varnothing 57 \times 8$ mm, țevi utilizate la construcția centralelor nucleare.

În acest sens s-a urmărit:

- stabilirea unei metodologii pentru determinarea și verificarea rezistenței la deformare a oțelurilor inoxidabile;
- verificarea practică a formulilor matematice de calcul a forței de extruziune și stabilirea celei optime;
- trasarea unor nomograme pentru determinarea rapidă a posibilităților de extrudare la presele din țară destinate extruziunii oțelurilor inoxidabile (Presă de 1600 tf - ICSM și Presă de 2500 tf - I.T.Republica);
- stabilirea elementelor de tehnologie pentru realizarea corespunzătoare a țevilor $\varnothing 57 \times 8$ mm (deformabilitatea oțelului, alegerea și dimensionarea sculelor de extruziune). Condițiile de calitate deosebite impuse acestei categorii de țevi a impus stabilirea unui ansamblu de măsurări pentru verificarea lor, analiza pe baza experimentărilor a eventualelor defecțiuni care pot apărea la prelucrare și a modului de prevențiere a acestora.

Deoarece extruziunea țevilor din oțeluri inoxidabile este un domeniu relativ nou în industria noastră, s-a urmărit concentrarea unor aspecte teoretice importante cum ar fi determinarea deformabilității oțelurilor, calculul forțelor la extruziunea țevilor, dimensionarea sculelor și alegerea materialelor pentru acestea, lubrefianții folosiți în procesul de extruziune și influența lubrefianților pe bază de sticlă asupra calității suprafeței produselor extrudate, jocul optim între sculdă de extrudare și decul ce se extrudază, pierderi de material în procesul de extruziune.

Lucrarea este legată de extruziunea țevilor din oțel inoxidabil cu referiri și la produsele rotunde pline, conținând aspecte teoretice și practice, concluziile fiind generale și putând fi aplicate la un număr mare de situații, care se vor ivi frecvent în procesul de extruziune a oțelurilor inoxidabile.

Rezultatele obținute evidențiază influențele diversilor parametri care condiționează extrudarea optimă și ceea ce este deosebit de important din punct de vedere practic, aceste rezultate dau posibilitatea dezvoltării și extinderii procedurii de extrudare.

CAPITOLUL I

STADIUL ACUAL AL CERCETĂRII ȘI FABRICĂRII DEVIILOR

DEVIILOR ÎNCALZITE

1.1. DEFORMABILITATEA DEVIILOR ÎNCALZITE

1.1.1. Generalități

Pentru claritatea lucrării este necesar să definim noțiunea de deformabilitate /1/. În literatura de specialitate din țara noastră, această noțiune nu are un caracter bine conturat. Astfel, ea este folosită de unii autori /1/ în locul noțiunii de plasticitate, aducând să exprime prin aceasta capacitatea de deformare a metalului respectiv. Alte ori deformabilitatea este folosită pentru a exprime rezistența la deformare. O situație similară se întâlnește în literatura străină de specialitate în care se folosesc noțiuni ca : forjabilitatea /2/, prelucrabilitate /3/, ductilitate /4/, capacitate de deformare /5/, capacitatea de refluxare, precum și limita de curgere la cald /3/, rezistența la deformare /5/, rezistența la curgere /6/.

În cele ce urmează se va înțelege prin deformabilitate, ansamblul de proprietăți care caracterizează comportarea la deformare a metalelor și aliajelor. Caracterizarea ei se face prin două proprietăți ale metalelor :

- plasticitatea - capacitatea unui metal sau aliaj de a se deforma fără să-și piardă integritatea ;
- rezistența la deformare - efortul unitar necesar pentru producerea deformării în condițiile unei anumite scheme de tensiuni de deformare, cu condiția absenței forțelor de frecare exterioare/1/.

În condițiile unei scheme de tensiuni și deformării date, plasticitatea se exprimă prin gradul de deformare până la care poate fi deformat materialul respectiv fără ca el să se fisureze.

În funcție de natura încercării gradului de deformare, este caracterizat de măriri ca : alungirea, gîtuirea, numărul de răsuciri sau îndoiri alternante pînă la rupere etc.

În cazul existenței forțelor de frecare, efortul necesar realizării unui grad de deformare, lastică poartă numele de forță specifică de deformare. Atît rezistența cît și forța specifică de deformare cel mai des se exprimă prin numărul de kgf/mm^2 necesar realizării deformării respective, însă în funcție de metoda de încercare utilizată pot fi usuale și exprimări ca : momentul de răsucire maxim (kgfcm) sau forța de încovoiere (kgf).

Deoarece tema se referă la obținerea țevilor din oțel inoxidabil prin extruziune, procedeu care se face la cald, materialul va prezenta numai date privind deformabilitatea la cald a oțelurilor inoxidabile.

1.1.2. Metode de determinare a deformabilității

Pentru ca rezultatele obținute în laborator să permită aprecierea comportării oțelurilor prin diferite procedee de deformare plastică la cald, în industrie, este necesar ca metodele de determinare a deformabilității în laborator să reproduească cît mai fidel condițiile în care se produce deformarea plastică. Deformabilitatea la cald se determină cu ajutorul următoarelor metode : tracțiune, comprimare, răsucire, încovoiere, laminare în pană și forjabilitate. Literatură de specialitate recomandă pentru diferite situații intervenite în practică metodele de determinare a deformabilității indicate în tabelul 1.

Tabelul 1

STAREA MATERIALULUI	TIPURI DE OTEL	Răsucire	Compreziune	Tracțiune	Îndoire
Durificare prin transformare de fază.	Oțel inox feritic	I	I	-	-
Soluții solide	Inoxidabile, austenitice și feritice	-	-	I	I
Combinații între precipitări de durificare și transformări de fază.	În toate mările de oțel inox, oțel 9% nichel.	-	I	-	I

Tinând seama de particularitățile metodelor de determinare a deformabilității oțelurilor, precum și specificul procedeelor industriale de prelucrare a oțelurilor prin deformare plastică la cald se recomandă alegerea metodelor din tabelul 2.

Tabelul 2

METODE DE DEFORMARE LA CALD A DEFORMABILITĂȚII	PROCEDEE INDUSTRIALE			
	FORJARE	LAMINARE	EXTRUDARE	PRESARE
Tracțiune cu viteză reglabilă	-	X	X	X
Tracțiune cu șoc	X	-	-	-
Comprimare cu viteză reglabilă	-	X	X	X
Comprimare cu șoc	X	-	-	-
Răsucire	X	X	X	X
Încovoială	-	X	-	-
Laminare în pană	-	X	-	-
Forjarea epruvetei în pană	X	-	-	-

1.1.1. Factorii care influențează deformabilitatea

Deformabilitatea oțelurilor nu este o constantă ci depinde de o serie de factori cum sînt : temperatura, schema de deformare, structura etc. În cele ce urmează se va face o scurtă prezentare a principalelor factori care influențează deformabilitatea oțelurilor.

a. Influența temperaturii. Temperatura este unul dintre factorii cei mai importanți care influențează deformabilitatea oțelurilor. Acțiunea ei se manifestă prin influența pe care o exercită asupra transformărilor de fază, asupra mecanismului de deformare, precum și asupra fenomenului de recristalizare.

Odată cu creșterea temperaturii rezistența la deformare scade continuu pînă la rupere. În ceea ce privește, plasticitatea situația este întrucîtva diferită. În general, pînă la o anumită temperatură ea crește, ca apoi, după stingerea unui maxim, să

Începând să scadă cu atât mai accentuat cu cât apropierea de temperatură de topire este mai mare. Numărul mare de variante pe care-l poate prezenta variația plasticității în funcție de temperatură a fost redus la 8 scheme, prezentate în fig. 1 (curbele se referă la oțeluri austenitice).

b. Influența vitezei de deformare. Cercetările făcute ca și practice au evidențiat faptul că în general creșterea vitezei de deformare duce la creșterea moderată a plasticității, dar la o creștere mai importantă a rezistenței la deformare. Acest fapt rezultă și din fig. 2 în care se prezintă variația plasticității și a rezistenței la deformare în funcție de temperatură și viteză de deformare a cărei variație a fost de ordinul 1/100. Explicația acestui fenomen de creștere a rezistenței la deformare în funcție de viteză de deformare poate fi făcută ținând seama că în cursul deformării la cald, paralel cu scrișterea, are loc și procesul de recrystalizare. Gradul în care se realizează procesul de recrystalizare variază cu viteza de deformare. Explicația creșterii până la un grad a plasticității este complexă, cea mai probabilă fiind dată de faptul, demonstrat de altfel, că în cazul unei deformări plastice realizată cu viteză mare posibilitățile de deformare cresc datorită creșterii ponderii ierocrystalizării în deosebi celei intercrystaline precum și efectului termic.

c. Influența compoziției chimice. Datorită numărului mare de elemente care pot intra în compoziția oțelului, limitelor largi ce și multitudinea combinațiilor posibile dintre ele, nivelul actual al cunoștințelor teoretice nu permite să se stabilească a priori, numai pe baza compoziției chimice, deformabilitatea oțelurilor respective. În tabelul 3 este prezentată sintetic, influența elementelor de aliere asupra deformabilității oțelurilor așa cum rezultă din practica industrială (datele cuprinse în tabel sînt pur informative).

Tabelul 3

Elementul	REZULTATE	REZULTATE LA DEFORMARE
C	Crește (până la 1,5%) și plasticitatea și rezistența	Crește (până la 3%)
Mn	Crește plasticitatea și rezistența	Crește
P	Scade plasticitatea și rezistența	Scade
S	Scade plasticitatea și rezistența	Scade (până la 3%)

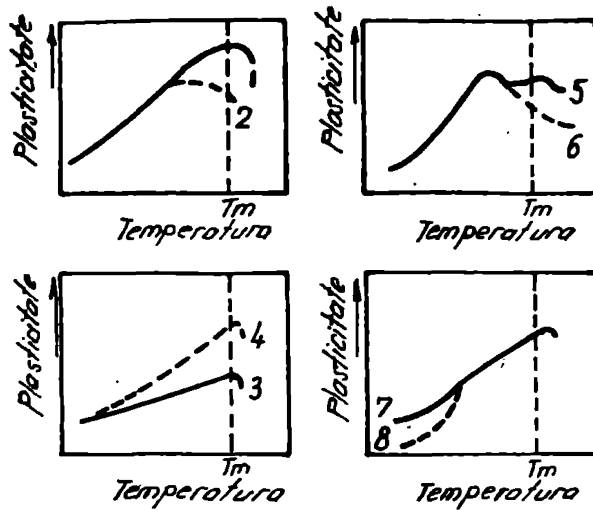


Fig. 1

DIAGRAME TIPICE DE VARIATIE A PLASTICITATII IN FUNCTIE DE TEMPERATURA DE INCALZIRE (DUPA HENNING SI BOULGE).

1. cazul în care plasticitatea crește cu temperatura
2. plasticitatea crește puțin și scade repede (datorită creșterii grăunților).

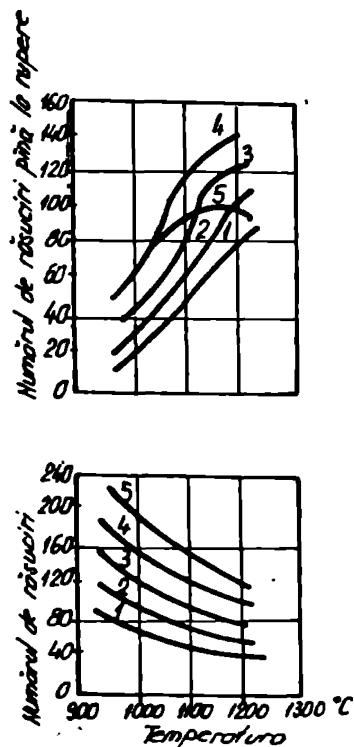
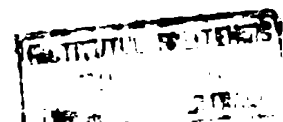


Fig. 2

INFLUENTA VITEZII DE DEFOR-
MARE ASUPRA DEFORMABILITATII
UNOR OTELURI CU CONTINUT
SCAZUT DE CARTON (1-2 rot/
min; 2-20 rot/min; 3-30 rot/
min; 4-100 rot/min; 5-300
rot/min.)



MODUL DE INFLUENȚARE	PLASTICITATEA	REZISTENȚA LA DEFORMARE
La influențază	C (pînă la 1%) Cr (pînă la 0,6%) Mn (peste 5%) N (pînă la 0,03%)	Al, V, P As, Cu, S Li (pînă la 5%) Pb, B, Ce, Mo, Ti
Scade	C (peste 1%), Al Cr (pînă la 9%), As Cu, P, S, Mo Pb, S, Si, B, Vb Ti (peste 0,2%) V (peste 1,5%) N, L (peste 0,03%)	Cr (peste 13%) Mn (peste 10%) Si

d. Influența macrostructurii. Plasticitatea oțelurilor depinde de faptul că sînt în stare turnată sau deformată, cu alte cuvinte de macrostructură. În structura unui lingou pot fi deosebite trei zone : zona a I-a (exterioră) fin cristalizată, zona a II-a (denunțată și de transcristalizare) caracterizată prin cristale alungite cu axa longitudinală paralelă cu fluxul de căldură, adică perpendicular pe pereții lingotierei și în sfîrșit zona a III-a (centrală), formată din cristale echiaxe. Desigur, întinderea fiecărei din aceste zone depinde de factori cum sînt : compoziția chimică a oțelului, gradul de puritate, mărimea lingoului, condițiile de turnare, condițiile de răcire etc. Astfel, la unele lingouri zona a III-a practic nu există, iar la altele din contră lipsește zona a II-a. Care anume structură asigură lingoului și în general, piesei turnate o plasticitate mai ridicată, nu există încă o părere unanimă. Totuși, în ansamblu se poate oprea că structura puternic transcristalizată înrăutățește plasticitatea oțelurilor. Acest fapt este în mod obișnuit evidențiat de faptul că înlăturarea totală a zonei a I-a, periferice, duce la creșterea susceptibilității la fisurare, mai ales cînd schema de deformare obligă realizarea deformării într-o direcție perpendiculară pe direcția longitudinală a cristalelor (fisurile intercolanare au o viteză mai mare de propagare).

Indiferent de modul în care sînt repartizate cele 3 zone, plasticitatea oțelurilor în stare turnată este mai mică decît cea în stare deformată (Fig. 3).

In ceea ce privește rezistența la deformare, practic nu este influențată de macrostructura oțelului, indiferent de marea acestuia.

g. Influența microstructurii. Așa cum este cunoscut, oțelurile cristalizează în următoarele sisteme :

- cubic cu fețe centrate (cfc) - austenita
- cubic cu volum centrat (cvc) - ferita.

De regulă, plasticitatea feritei este mai ridicată decât a austenitei și din acest motiv oțelurile monofazice feritice sînt la temperaturi înalte mai plastice decât cele austenitice. De asemenea, rezistența la deformare a oțelurilor feritice este mai mică decât a celor austenitice.

In funcție de natura elementelor de aliere, această tendință se poate micșora sau se poate evidenția într-o măsură mai mare, însă diferența va exista întotdeauna.

In cazul în care în oțel există ambele faze, plasticitatea acestuia începe să scadă atîngînd un minim situat sub valorile de plasticitate ale fazelor. De cele mai multe ori, în afara de faza α și δ care sînt predominante, în oțel există și alte faze : oxizi, sulfuri, eutectice. In funcție de natura lor aceste faze pot rămîne înglobate în grăunțele cristaline sau să se plaseze la marginea lui, înbrăcîndu-l într-o peliculă, care la temperaturi mai ridicate se topește. Faza lichidă astfel formată micșorează coeziunea intercrystalină și prin aceasta plasticitatea scade.

In ceea ce privește mărimea grăunților la temperatura de deformare plastică și aceasta are importanță în special la oțelurile aliate și înalt aliate. Astfel, creșterea mărimei grăunților duce la scăderea plasticității, mai ales la temperaturi ridicate, însă practic nu influențează asupra rezistenței la deformare.

f. Influența schemei de tensiuni și de deformare.

Înainte de a prezenta influența schemei de tensiuni asupra deformabilității materialelor este necesar să se facă cîteva precizări de metalurgie mecanică a căror evitare nu este posibilă.

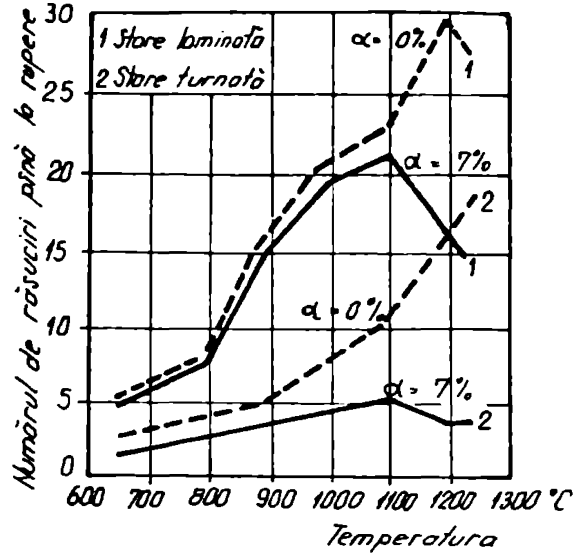


Fig. 3

VARIATIA PLASTICITATII

(exprimată prin numărul de răsuciri a unui oțel inoxidabil austenitic funcție de micro și macrostructură)

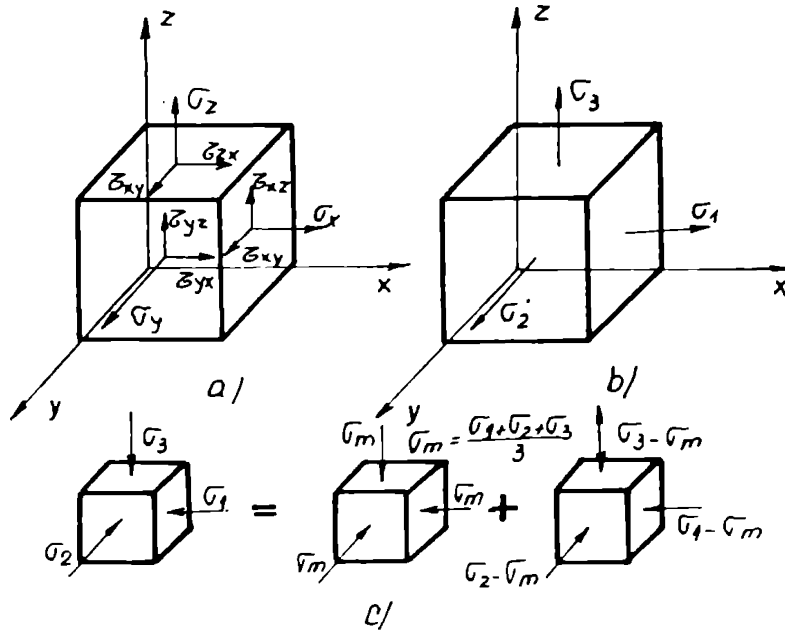


Fig. 4

SCHEMA DE TENSIUNI ÎNTR-UN PUNCT.

După cum este cunoscut este convenabil ca tensiunea totală dintr-un punct să se descompună într-o componentă normală și una tangențială. În cazul general componente tangențiale formează unghiuri arbitrare cu axele de coordonate astfel încât este convenabil ca ea să fie descompusă din nou în două componente paralele cu axele de coordonate respective. Cazul general al acestei descompunerii este arătat în Fig. 4.

Tensiunile ce acționează normal pe fețele cubului elementar sînt notate cu indicii axelor cu care sînt paralele ($\sigma_x, \sigma_y, \sigma_z$), iar cele tangențiale ($\tau_{xy}, \tau_{xz}, \tau_{yz}$) prin doi indici în care primul marchează planul în care acționează tensiunea, iar al doilea direcțiile în care tensiunea este paralelă. Această notație este în prezent universală, fiind identică cu cea utilizată în rezistența materialelor. Deoarece o asemenea definiție a termenilor care acționează asupra unui punct, deci și asupra unui material supus deformării plastice, este complicată, s-a căutat o formă de exprimare mai simplă.

În acest scop, pentru definirea stării de tensiuni s-a ales un anumit sistem de axe de coordonate în care nu acționează decît tensiunile normale, cele tangențiale fiind egale cu 0. Aceste tensiuni normale, numite principale, sînt notate cu $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$, iar axele de coordonate respective, axele principale. În mod convențional $\sigma_1 > \sigma_2 > \sigma_3$. Raportul $\frac{\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3}{3}$ se notează cu σ_m și el exprimă valoarea medie a stării de tensiune a corpului în punctul respectiv, sau altfel spus poate fi considerat ca fiind un element comun tuturor direcțiilor de solicitare. Din acest motiv σ_m poartă denumirea de tensiune hidrostatică (vezi Fig. 4c).

Solicitarea oricărui punct al unui corp supus deformării plastice poate fi exprimată prin una din schemele de tensiuni (principale) indicate în Fig. 5, iar deformarea prin una din schemele indicate în Fig. 6.

Astfel, în cazul trefilării și al tragerii la rece, schema de tensiune este A3 iar la deformare este D3 în timp ce în cazul laminării la rece a țevilor, schemele sînt A1 pentru tensiune și D2 pentru deformare. În ceea ce privește extruziunea, schemele de deformare sînt A1 pentru tensiune și D3 pentru deformare.

Practica de pînă acum a arătat că utilizarea uneia sau alteia din schemele de deformare influențează direct asupra defor-

abilității materialelor. Astfel, ca regulă generală schemele de tensiune care determină comprimarea conduc la plasticitate mai ridicată decât schemele de tensiuni biaxiale. Orientativ egalarea schemelor de tensiuni în ordinea inversă a plasticității pe care le conferă este indicată în fig. 7.

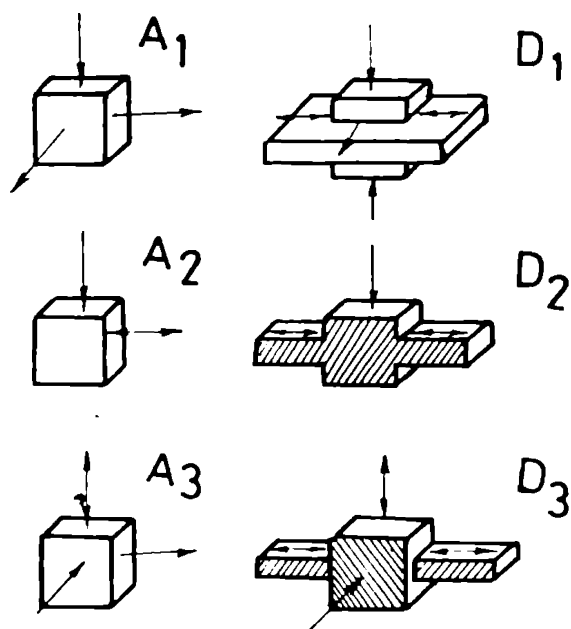
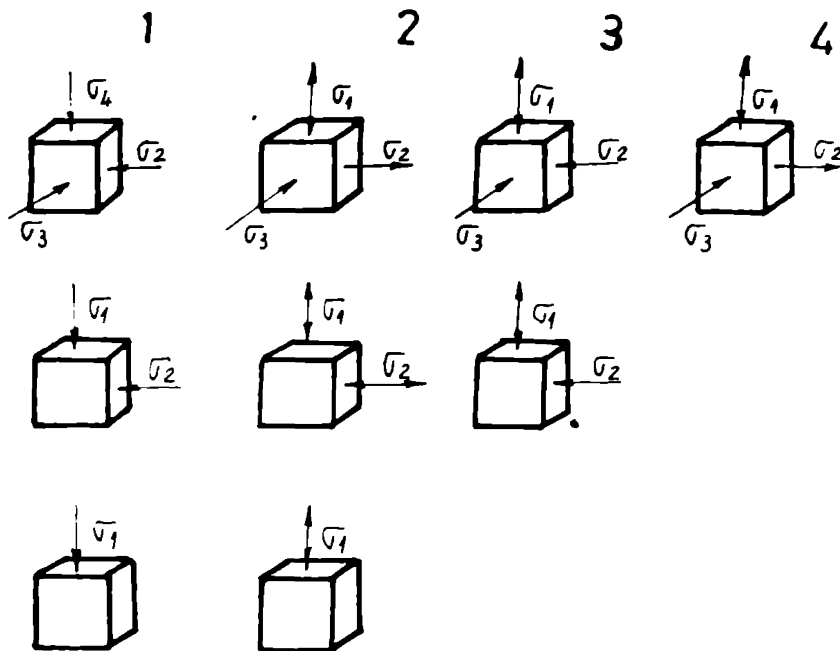
Se remarcă faptul că plasticitatea maximă se obține în cadrul unei solicitări triaxiale de comprimare. Plasticitatea crește pe măsură ce crește presiunea hidrostatică și pe măsură ce rapoartele σ_2/σ_1 , σ_3/σ_1 sînt mai mari, cu alte cuvinte cu atît cu cît $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$ au valori mai apropiate și mai mari.

Spre exemplu, modificarea schemei de deformare explicită de ce multe oțeluri care nu pot fi trase la rece, la care schema de tensiuni este de tipul A3, se lansează foarte bine la rece pe laminare PISCHER, la care schema de tensiuni este de tipul A1. Din același motive plasticitatea oțelurilor în cadrul operației de extruziune (schema de tensiuni A1), este mai mare decât prin orice altă metodă, ceea ce a și făcut ca ea să fie în prezent utilizată pentru deformarea oțelurilor și aliajelor cele mai puțin plastice.

Sintetizînd se poate afirma că îmbunătățirea plasticității materialelor se poate realiza prin reducerea la minimum a tensiunilor de întindere, ca și prin ridicarea la valori maxime a tensiunii hidrostatice.

În ceea ce privește, rezistența la deformare, lucrurile sînt tocmai inverse, pentru realizarea aceleiași deformări forța este maximă în cazul schemei 1 de tensiuni (Fig. 8) și minimă în cazul aplicării schemelor 5-7.

Deci din punct de vedere practic, la alegerea schemei de deformare trebuie avută în vedere necesitatea obținerii unei plasticități maxime, iar pe de altă parte necesitatea realizării unui consum minim de energie ca și dezvoltare a unor forțe de deformare minime pentru a proteja utilajul și a micșora consumul de scule.



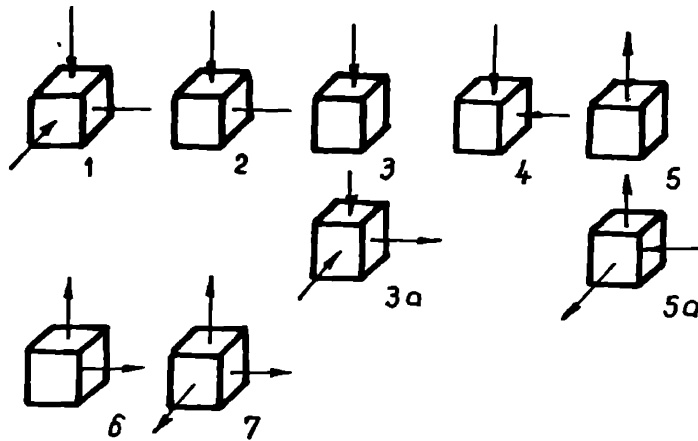


Fig. 7

REPARTIZAREA SCHEMELOR DE TENSIUNI IN ORDINEA INVERSA A PLASTICITATII SI A REZISTENTEI DE DEFORMARE.

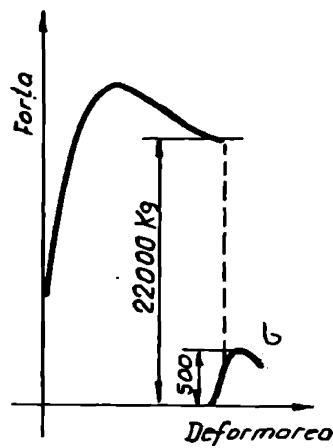


Fig. 8

VARIATIA FORTEI DE DEFORMARE IN FUNCTIE DE SCHEMA DE DEFORMARE

- a - EXTRUDERE
- b - TRAGERE LA RECE

524400
207 a

1.1.4. Deformabilitatea la cald a oțelurilor inoxidabile

1.1.4.1. Oțelurile inoxidabile austenitice

a. Rezistența la deformare. Rezistența la deformare crește pe măsura creșterii gradului de aliere. De exemplu, la mărcile 10 NC 130 (tip 18-8) și 10 NC 250 (tip 25-20) între rezistența la deformare la diferite temperaturi există diferențe cuprinse între 10% și 60% (Fig. 9).

Aceeași creștere de rezistență are loc și prin alierea oțelului tip 18-8 cu molibden (marca ST-10 NC 170). Pentru comparație pe diagramă s-a figurat momentul de răsucire a unui oțel carbon (OB38). O caracteristică a oțelurilor inoxidabile austenitice o constituie faptul că în raport cu oțelul carbon, creșterea rezistenței la deformare, care intervine pe măsura scăderii temperaturii de deformare este mult mai rapidă. De aceea în practică trebuie luate măsuri pentru ca terminarea deformării să se facă la temperatură ridicată. Pe de altă parte este recomandabil ca viteza de deformare a acestor oțeluri să fie mică, deoarece viteza de recristalizare este mai mică datorită îngreunării difuziunii elementelor prin aliere. În practică pentru fiecare situație dată trebuie găsit un compromis care să ducă la rezultatele optime.

De asemenea, s-a constatat (Fig. 10 și Fig. 11) că rezistența la deformare a oțelurilor inoxidabile nu depinde practic de conținutul de faz α sau de starea inițială (turnată sau laminată).

b. Plasticitatea. Plasticitatea la cald constituie o proprietate a oțelurilor mult mai sensibilă la variația structurii decât rezistența la deformare. Din studiul diagramelor din Fig. 3 se poate trage concluzia că faza α înrăutățește plasticitatea oțelului, în special la temperaturi mai ridicate. Creșterea conținutului de fază α până la valori de oca. 30% duce la scăderea plasticității (Fig. 12) după care aceasta începe să crească (3).

Înrăutățirea plasticității oțelurilor inoxidabile austenitice în prezența fazei α se explică prin proprietățile celor două faze. Astfel, fază α are o rezistență la deformare mult mai mică decât fază δ . De asemenea, viteza de recristalizare a acesteia este mult mai mare decât a fazei δ .

Din acest motiv în cursul deformării sub acțiunea aceleiași scheme de tensiuni se realizează scheme de deformare diferite. Faza α cu rezistența mai scăzută și viteza de recristalizare mai ridicată se deformează mult mai mult decât faza δ .

Când deformarea depășește limita de plasticitate, faza α (amplasată în genere la limita grăunților austenitici) își pierde capacitatea și se formează fisuri care prin propagare duc la ruperea probei. Prin creșterea conținutului de fază α în proporție de peste 30-40%, faza α devine predominantă ceea ce atrage după sine creșterea proporțională a plasticității.

Starea materialului influențează asupra plasticității acestuia. În toate cazurile în stare turnată plasticitatea este mult mai coborâtă decât în stare deformată în prealabil. Acest lucru se explică prin microstructura diferită (existența la lingouri a celor 3 zone de solidificare), și și prin puternica segregare a unor elemente, în special în spațiul interdendritic, segregare care favorizează apariția unor constituenți (de exemplu faza α) care întârziește plasticitatea oțelului.

În general, plasticitatea scade cu atât mai mult cu cât gradul de aliere este mai mare. Fenomenul se poate explica prin faptul că la creșterea gradului de aliere, viteza de difuzie și în consecință viteza de recristalizare scad în proporție corespunzătoare, ceea ce are drept consecință directă creșterea scurțării și deci scăderea plasticității. În raport cu oțelul carbon, plasticitatea oțelurilor inoxidabile este mai redusă. Acest fapt subliniază necesitatea de a realiza deformări cu viteze mici la temperaturi mai înalte (peste 900° C).

1.1.4.2. Oțelurile inoxidabile feritice și martensitice

Din punct de vedere al deformării plastice oțelurile inoxidabile martensitice și feritice prezintă multe asemănări și din acest motiv vor fi prezentate împreună.

a. Rezistența la deformare. Prin creșterea conținutului în Cr și scăderea celui în C rezistența la deformare scade.

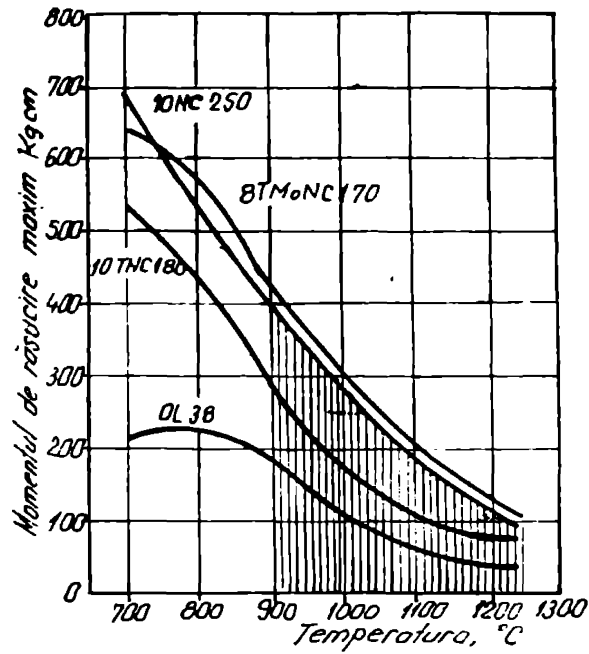


Fig. 9

VARIATIA REZISTENTEI LA DEFORMARE IN FUNCTIE DE TEMPERATURA PENTRU DIFERITE MARCI DE OTELURI INOXIDABILE AUSTENTICE (ZONA HASURATA CORESPUNDE DOMENIULUI DE DEFORMARE RECOMANDAT).

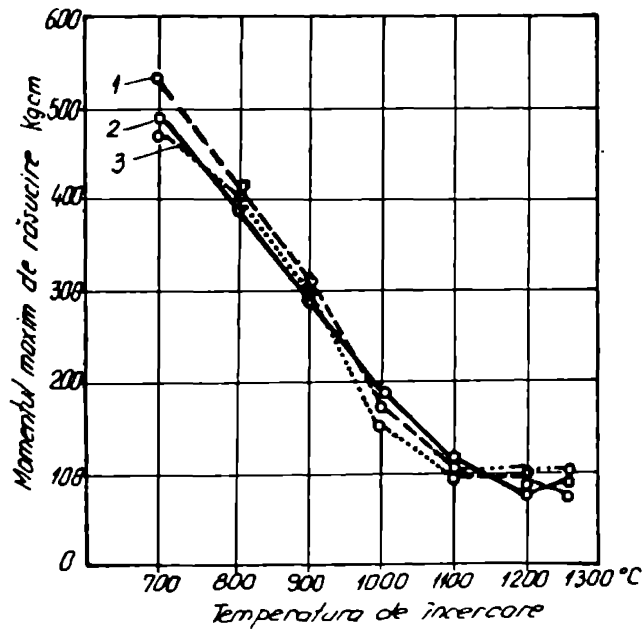


Fig. 10

VARIATIA REZISTENTEI LA DEFORMARE IN FUNCTIE DE FAZA INTR-UN OTEL INOXIDABIL AUSTENTIC SI TEMPERATURA DE INCERCARE (OTEL 10 TNC 180; 1-FAZA =5%; 2-FAZA =0%; 3-FAZA = 75%).

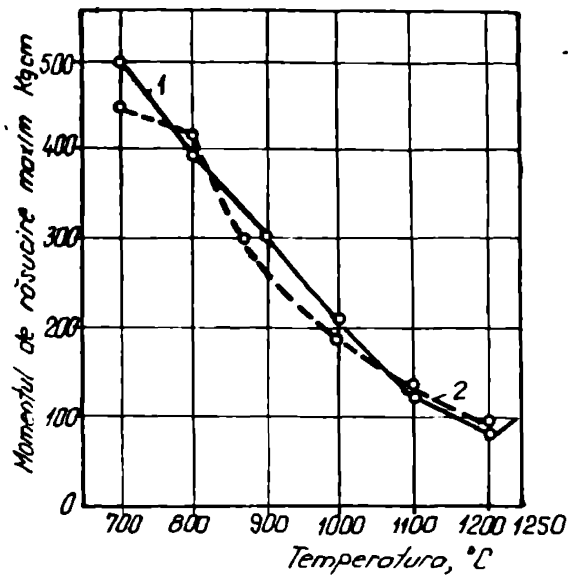


Fig. 11

VARIATIA REZISTENȚEI LA DEFORMARE ÎN FUNCȚIE DE STRUCTURA OTELULUI INOXIDABIL AUSTENITIC LA DIFERITE TEMPERATURI (1-STAREA TURNATA; 2-STARE LAMINATA).

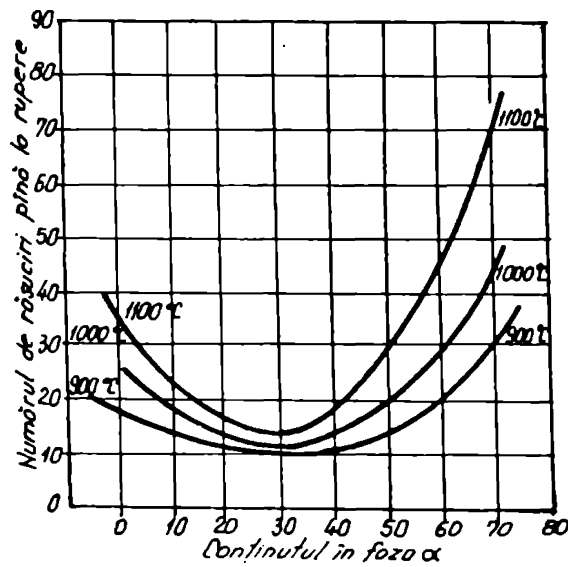


Fig. 12

INFLUENȚA CONȚINUTULUI DE FAZĂ α ASUPRA FLASTICITĂȚII OTELURILOR INOXIDABILE AUSTENITICE / 8 /

Fenomenul se poate explica prin structura pe care o au oțelurile respective la temperatura de deformare plastică. Astfel, în intervalul de temperatură $500^{\circ} \text{C} - 1300^{\circ} \text{C}$, oțelurile cu 12-17% crom sînt complet sau numai parțial austenitice, în timp ce oțelurile cu 25% crom sînt pur feritice. Că rezistența la deformare a oțelurilor austenitice este mai mare decît cea a oțelurilor feritice și eforturile cerute pentru deformarea lor plastică se vor afla în același raport.

În ceea ce privește oțelul cu 17% crom problema este diferită, în funcție de compoziția chimică o parte din ferită se transformă în austenită. Astfel, un oțel cu 17% crom și cca. 0,12% carbon poate avea la 1100°C faza γ în proporție de 40%. Comparativ cu oțelul carbon, oțelul cu 17% crom are rezistența la deformare de același ordin de mărime. În timp ce la oțelurile cu 17% și 25% crom ea este mai mică.

b. Plasticitatea. În general, oțelurile inoxidabile feritice au o plasticitate ridicată, chiar superioară oțelurilor carbon. Creșterea conținutului în crom de la 13% la 17% duce la îmbunătățirea acesteia în mod considerabil (Fig. 13) /9/. Cu creșterea temperaturii oțelurile cu 25% crom marchează o scădere sensibilă a plasticității. Cauza acestui fenomen nu poate fi explicată satisfăcător deoarece simpla tendință de creștere a grăunților (pro porțională cu conținutul de crom) nu este convins-gătoare.

Plasticitatea oțelurilor inoxidabile feritice sau martensitice depinde în ultima analiză de structura de deformare. Pe măsură ce conținutul de crom al oțelului cu 0,13% carbon crește, plasticitatea scade, pentru ce apoi, începînd chiar din zona bifazică, aceasta să crească stingînd un maxim la 13% crom, după care să scadă din nou (Fig. 14).

Rezultă deci, că de fapt între diagramele din Fig. 13 și Fig. 14 nu este nici o contradicție, ele completîndu-se reciproc.

Concluziile care rezultă din interpretarea acestor rezultate au o importanță deosebită pentru practică. Ele arată că, în general, oțelurile martensitice trebuie laminete la temperaturi mai ridicate, în timp ce cele feritice și mai ales cu 25% crom este mai indicat să se facă deformarea la temperaturi mai coborîte

Aceste recomandări sînt valabile și atunci cînd se urmărește obținerea după laminare a unei granulații fine capabile să confere acestor oțeluri proprietăți mecanice corespunzătoare cerințelor.

1.2. COMPORTAREA OTELURILOR INOXIDABILE LA DEFORMARE PRIN EXTRUZIUNE

Extruziunea este procedeul de prelucrare prin deformare plastică care constă în trecerea forțată a materialului, datorită unei forțe de compresiune, printr-o matriță, a cărei deschidere este profilată și de secțiune mai mică, a materialului comprimat /11/.

Schema de deformare caracteristică acestui proces este compresiunea pe două direcții și alungirea pe cea de-a treia. Așa cum s-a arătat schema de tensiuni care determină schema de deformare este A) adică compresiunea pe toate direcțiile. Această caracteristică a procesului de extruziune, explică de ce prin acest procedeu pot fi deformate materiale greu deformabile, sau practic nedehformabile prin alte procedee, ca laminarea și forjarea și implicit explică de ce extruziunea a căpătat în prezent aplicarea, în mod deosebit, pentru fabricarea țevilor din oțeluri inoxidabile.

De asemenea, extruziunea are față de alte procedee de fabricare a țevilor următoarele avantaje :

- permite fabricarea unor profile cu secțiune complexă, nerealizabile prin alte procedee de prelucrare ;

- permite fabricarea în condiții economice a unor loturi de fabricație mici ;

- din p. de vedere al preciziei dimensionale țevile extrudate sînt superioare celor laminate fiind apropiate de cele trase la roze (SAS 530-63) precizie obișnuită ;

- din tabelul 4 se poate trage concluzia că la extrudare se realizează pentru aceeași dimensiune a țevii finite, sau pentru dimensiuni apropiate de cele care se fabrică prin procedeele clasice /14/, (laminare pe laminor automat cu perforator, banc împingător etc.) un coeficient de alungire mult mai mare, ceea ce arată încă o dată avantajele acestui procedeu.

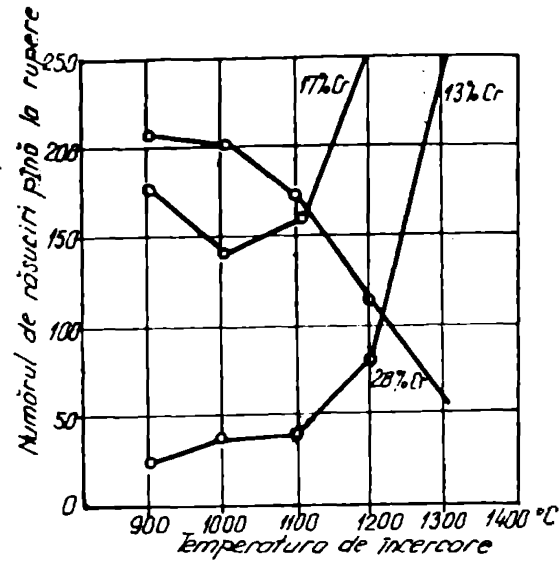


Fig. 13
 VARIATIA PLASTICITATII OTELURILOR INOXIDABILE
 IN FUNCTIE DE TEMPERATURA SI CONTINUTUL DE
 Cr / 9 /
 (EPRUVETA \varnothing 6 MM ; L = 50 MM.)

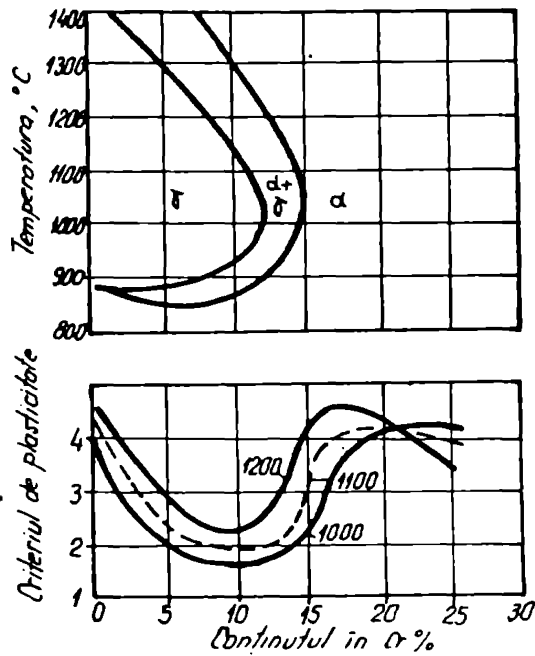


Fig. 14
 VARIATIA PLASTICITATII IN FUNCTIE DE CONTINUTUL
 DE Cr A UNOR OTELURI FERITICE SI MARTENSITICE CU
 CONTINUT DE CARBON 0,18% / 15 /

Tabelul 4

PROCEDUL FOLOSIT	DIAMETRUL ȚEVII FINITE mm.		DIAMETRUL BLOCULUI SAU LĂȘII PĂTRĂTOREI	COEFICIENTUL DE ALUNGIRE
Laminor automat (laminor perforator automat, netozitor, calibror)	140	4	∅ 140	9,00
Extrudere (presă verti- cală de perforare și presă de extrudare 3150 tf)	140	4	□ 270	23,4
Laminor cu banc împingător	75	3	□ 110	8,52
Extrudere (presă verti- cală și presă orizontală de extrudare 1600 tf)	75	3	□ 140	19,20

Coeficientul de alungire normal pornind de la ebozul perforat la țevă finită este cuprins între 16 și 25. Valorile maxime admise coeficientului de alungire sînt de 30-35 pentru oțelurile inoxidabile.

Coeficienții de alungire prea mici nu sînt recomandați deoarece calitatea suprafeței ce se obține scade. Creșterea coeficientului de alungire conduce la creșterea rezistenței la deformare:

- reduce mult ciclul de deformare plastică în comparație cu laminarea ;

- permite realizarea unor coeficienți mari de reducere printr-o singură operație ;

- procedul de prelucrare a țevilor prin extruziune permite deformarea oricărei calități de oțel inoxidabil, datorită schemei de deformare, schemei de tensiuni și intervalului îngust de temperatură în care se realizează deformarea.

Procedul de fabricare a țevilor prin extruziune are și anumite deficiențe :

- necesită pregătirea suprafeței materialului folosit.
Biletul trebuie să aibă rugozitatea $R_a \cong 3-4$;

- schimbarea containerului necesită timp îndelungat, preînălțarea lui ;

- consum ridicat de scule (la max. 15 perforări se schimbă matrița, 100 perforări dornul și 3-4 perforări containerul) ;

- limitarea forței folosite la presare datorită particularităților constructive ale sculelor pentru extruziune.

Cu toate acestea, extruziunea este singurul procedeu care dă rezultate satisfăcătoare în ceea ce privește fabricarea țevilor din oțeluri cu plasticitatea redusă cum sînt oțelurile inoxidabile.

Trebuie avut în vedere faptul că extruziunea oțelurilor se deosebește de extruziunea aluminului și cuprului precum și aliajelor neferoase, deoarece temperaturile de extrudare sînt diferite. Pentru oțeluri temperaturile de extrudare sînt mai ridicate cca. $1000-1200^{\circ}C$, față de numai $600-700^{\circ}C$ pentru cupru, aluminiu și aliajele neferoase.

De asemenea, extrudarea oțelurilor se face cu viteze diferite față de extrudarea aliajelor neferoase. Comparativ vitezelor de extrudare sînt prezentate în tabelul 5.

TABELUL 5

Nr. ord.	MATERIALUL	COEFICIENTUL DE ALUNGIRE					
		pînă la 40		între 40 și 100		peste 100	
		Viteza de deformare cm/sec.					
		țevi	bare	țevi	bare	țevi	bare
1.	Aluminiu	120	60	300	100	-	2500
2.	Cupru	120	60	250	80	500	120
3.	Aliaje din nichel	200	100	375	200	-	-
4.	Oțel carbon	300	150	500	300	-	-
5.	Oțel aliat	100	50	200	100	-	-
6.	Titaz. și aliajele sale	200	50	400	200	-	-

Pentru extruziune oțelurile înalt aliate sînt recomandate vitezele care să ofere posibilitatea micșorării uzurii sculelor cît este posibil și micșorării variațiilor de temperatură (care duc la variații ale rezistenței la deformare).

CAPITOLUL II

TECNOLOGIA PRESAREI EXTRUZIUNE

2.1. CARACTERISTICI GENERALE LA CINETICA

PROCESULUI DE EXTRUZIUNE

2.1.1. Elemente teoretice și practice la extruziunea țevilor.

Cunoașterea forțelor de extrudare în diversitatea condițiilor în care este pusă să lucreze presa de extrudare, constituie o condiție esențială pentru exploatare eficientă a acesteia ca și pentru evitarea suprasolicitării ei peste limitele constructiv admise. Calculul lor nu este o operațiune simplă, din cauze multitudinii factorilor care le influențează, motiv care a făcut ca în prezent să existe mai multe formule. Formulele respective au fost stabilite în general pe baza unor elemente din teoria plasticității, la care valorile constantelor care intervin în aceste formule au fost determinate experimental.

Folosirea formulelor de calcul a forțelor de extrudare este limitată de posibilitățile tehnologice de extrudare ale presei.

După cum este cunoscut în procesul de extruziune există două secvențe în care pansonul de presare apăsă asupra calupului introdus în container și se deplasează în direcția de extrudare. Aceste momente sînt :

- prepresarea blocului în containerul presei sînt la umplerea acestuia ;
- extrudarea blocului (calupului), prepresat anterior în produsul finit (țeavă, profil etc.).

În practică între cele două secvențe nu este nici o pauză, în sensul că extrudarea succede imediat prepresării.

După prepresare, secțiunea transversală a calupului este mai mică decât cea dinainte de prepresare cu oca. 10%.

De această creștere trebuie să se țină seamă când se determină reducerea aplicată la extrudare, care se calculează sub formă de raport dintre secțiunile transversale ale calupului și respectiv ale țevii finite (extrudate).

a) Calculul efortului de prepresare.

Efortul de prepresare se determină cu formula (13).

$$E_{PP} = \frac{\pi}{4} \times (D_{bcold}^2 - d_{bcold}^2) \times \sigma_p \quad (1)$$

în care :

D_{bcold} = diametrul exterior al calupului (blocului) la temperatura de extrudare [mm]

d_{bcold} = diametrul interior al calupului la aceeași temperatură (de extrudare) [mm]

D_{brece} = diametrul exterior al calupului la temperatura normală [mm]

d_{brece} = diametrul interior al calupului la temperatura normală [mm]

σ_p = rezistența la deformare [Kgf/mm²]

D_{bcold} = $D_{brece} \times 1,02425$ pentru oțeluri înalt aliate austenitice

D_{bcold} = $D_{brece} \times 1,01978$ pentru oțeluri înalt aliate feritice

D_{bcold} = $D_{brece} \times 1,01675$ pentru oțeluri slab aliate

d_{bcold} = d_{be} = diametrul dopului de expandare

Valorile lui σ_p au fost determinate experimental și sînt date în Tabelul 6, iar coeficienții cu care se multiplică sînt coeficienții de dilatare termică de la 20° C la 1200° C.

TABELUL 6

MATERIALUL	TEMPERATURA DE DEFORMARE °C	REZISTENȚA LA DEFORMARE σ_p Kgf/mm ²
Oțeluri carbon	1200 ± 100	10 - 12
Oțeluri slab aliate	1200 ± 50	11 - 13
Oțeluri rulantți	1125 ± 25	12,5 - 13,5
Oțeluri inoxidabile și refractare feritice	1175 ± 25	14 - 15
Oțeluri inoxidabile și refractare austenitice	1100 ± 30	15 - 16
Aliaje cu nichel	1150 ± 20	22 - 25

b) Calculul efortului de extrudare. In cursul procesului de extrudare, forța de extrudare prezintă variații determinate de însuși caracterul acestui proces, urmînd a lua forma a cărei formă tipică este prezentată în Fig. 15.

Orice asemenea curbă are trei zone caracteristice: corespunzătoare începutului deformării, în regiă staționară și sfîrșitul deformării.

La începutul deformării, se înregistrează pe curba existentă un maximum, determinat de efortul suplimentar necesar învingerii frecărilor statice dintre calup și container și dintre material și matriță. Astfel spus, se poate afirma cu acest maximum se datorează valerile mai ridicate ale frecărilor la începutul deformării, față de situația lucrului în regiă staționară.

Valoarea acestui maximum este cu 10-15% mai mare decît valoarea efortului de extrudare în regiă staționară. Această zonă corespunde la cel puțin 75% din lungimea totală a cursei. Iaci în această zonă forța nu are o valoare strict constantă, însă variațiile ei sînt relativ mici (cca. 5%).

In ultima fază are loc o creștere a efortului de extrudare. Această modificare se datorează interacțiunii conului de deformare, cu perețele plan ai matriței (Fig. 16). Evident, valoarea forței de extrudare în această ultimă fază de deformare este cu atît mai mică cu cît grosimea restului de presare și înșit, deformația conului de deformare este mai mică, sau altfel spus, grosimea restului de presare este cu atît mai mică cu cît forța de extrudare este mai mare. Din considerentele teoretice și practice amintite, extrudare fără rest de presare nu se poate realiza.

In practica secțiilor de extrudare reglarea presiunii se face astfel încît forța de extrudare, la sfîrșitul deformării, să fie egală cu forța la începutul ei.

Cele prezentate anterior conduc la concluzia cî orice calcul al forței de extrudare trebuie să indice cîrui punct de pe diagrama de variație îi corespunde acesta.

Astfel, unele formule se referă la valoarea maximă a acestuia, din prima fază a deformării (punctul A de pe diagrama din Fig. 15), iar altele la deformarea din faza următoare de lucru în regiă staționară, (punctul B de pe diagrama din Fig. 15).

Aceste formule nu pot fi comparate între ele decât după efectuarea corecției respective.

Formulele de calcul au fost stabilite din considerente teoretice, folosindu-se mai mult ca în alte cazuri elemente din teoria pl. sticției. Valorile constantelor care intervin în formule au fost determinate pe cale experimentală și deci se poate aprocia că formulele folosite au un caracter teoretico-empiric.

Știind că ar fi formula utilizată, valoarea efortului de extrudare este determinată de următorii factori :

- Secțiunea blocului prepresat în buca containerului probei de extrudare :

$$F_0 = (D_c^2 - d_e^2) \times \frac{\pi}{4} \text{ în mm}^2 \quad (2)$$

unde :

D_c = diametrul bugei containerului de extrudare [mm]

d_e = diametrul dornului de extrudare [mm]

- Coeficientul de reducere a secțiunii sau coeficientul de alungire :

$$C_{AT} = \frac{\text{secțiunea blocului prepresat}}{\text{secțiunea țevii extrudate}} = \frac{\frac{\pi}{4} \times (D_c^2 - d_e^2)}{\frac{\pi}{4} \times (D_{Tcold}^2 - d_{Tcold}^2)} = \frac{D_c^2 - d_e^2}{D_{Tcold}^2 - d_{Tcold}^2} \quad (3)$$

unde :

D_{Tcold} = diametrul exterior la cold al țevii rezultate prin extruziune [mm] - D_f = diametrul briului de calibrare a filierei, [mm]

d_{Tcold} = diametrul interior la cold al țevii rezultate prin extruziune [mm] - d_e = diametrul dornului de extrudare [mm]

deci :

$$C_{AT} = \frac{D_c^2 - d_e^2}{D_f^2 - d_e^2} \quad (4)$$

În caz curent se utilizează formula :

$$C_{AT} = \frac{D_c^2 - d_T^2}{D_T^2 - d_T^2} \quad (5)$$

unde : D_T și d_T sînt dimensiunile la rece ale țevii extrudate.

Decarece valorile calculate cu formula (5) sînt mai ridicate și deci acoperitoare, decât cele calculate cu formula (4), în cele ce urmează se va utiliza formula (5).

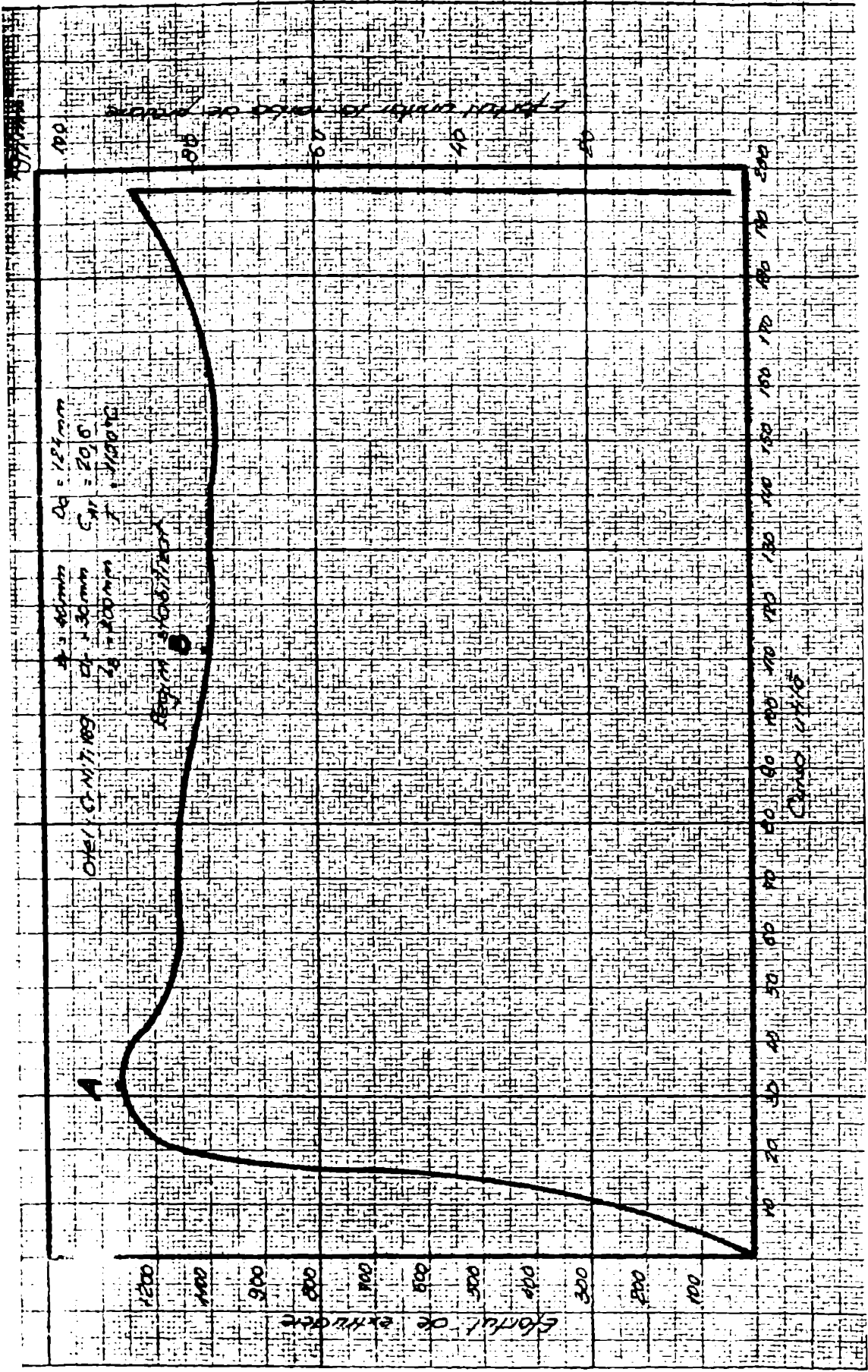


Fig. 15

VARIATIA FORTEI DE EXTRUZIE IN CURSUL POCESULUI DE EXTRUZIE.

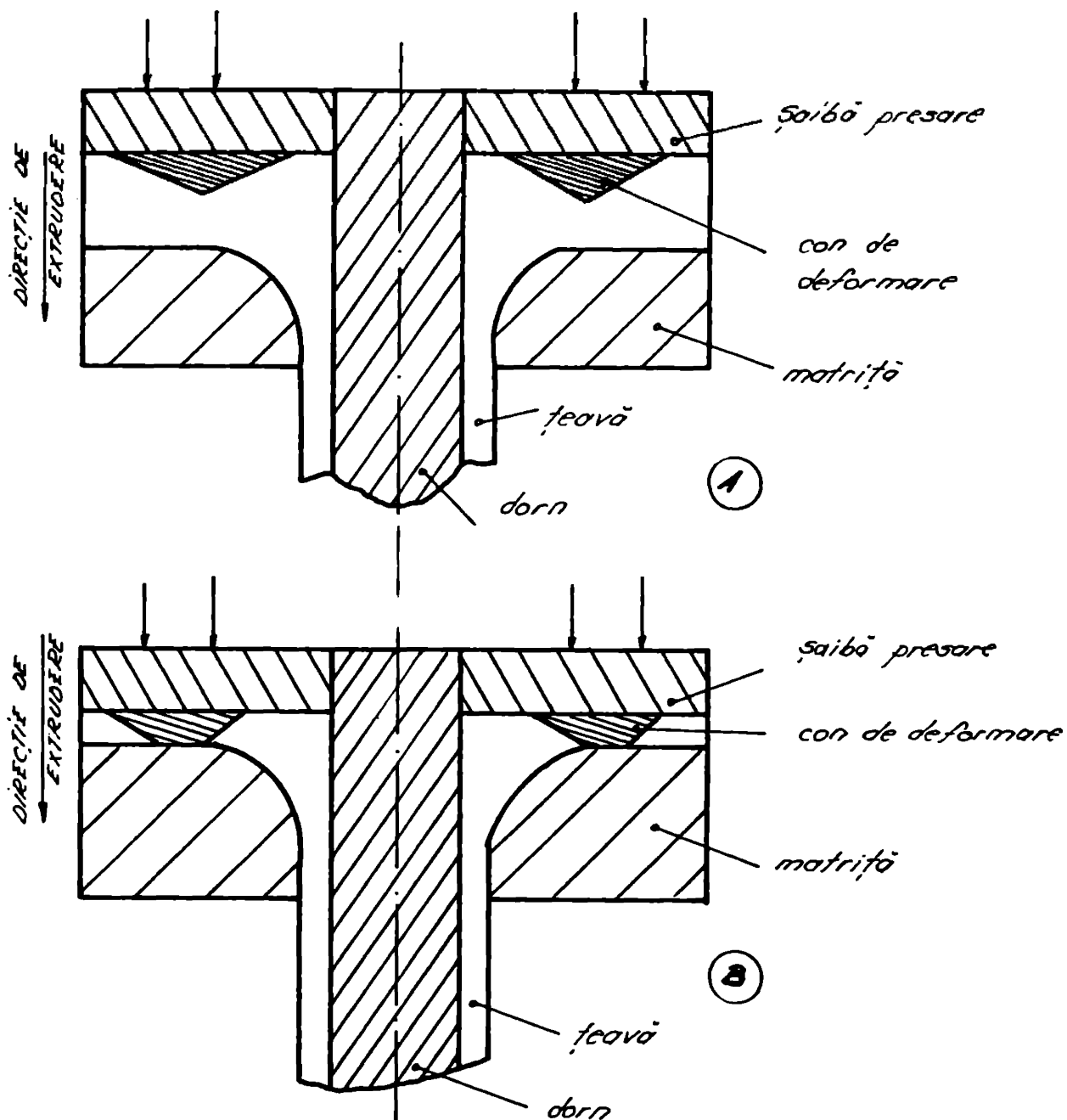


Fig. 16
MODIFICAREA CONULUI DE DEFORMARE ÎNAINTE
(POZ ①) ȘI DUPĂ (POZ ②) CONTACTUL ACESTUIA
CU PEREȚII MATRIȚEI

De exemplu, pentru un același oțel și dimensiunile
șevii $D_f = 43,2 \text{ mm}$, $d_e = 34,6 \text{ mm}$ și $D_T = 42 \text{ mm}$,
 $d_T = 34 \text{ mm}$, container $D_c = 170 \text{ mm}$, rezultă :

$$C_{AT} (5) = 1,1 C_{AT} (4).$$

- Rezistența la cald a materialului supus extruziunii ;
- Coeficientul de frecare între materialul cald și
sculele de extrudare : bucșa containerului, dornul de extrudare,
filiera. Valoarea coeficientului de frecare depinde de natura
lubrefiantului și variază în limite largi chiar pentru lubrefianți
de aceeași natură. Astfel, pentru lubrefiantul sticlă coeficientul
de frecare la temperatura de extrudare este :

$$f = 0,01 - 0,02.$$

valoarea determinată experimental la mai multe prese de extruziune.

Pentru calculul efortului de extrudare se utilizează
două categorii de formule :

- Formule care țin cont de lungimea blocului prepresat.
 - Formule care nu țin cont de lungimea blocului prepresat
- În prima categorie de formule avem :

A. Formula utilizată de firma DEMAG - LAFESSHANN,

Formula exprimă valoarea forței la începutul deformării
în punctul A și este :

$$P_{e_1} = \frac{\pi}{4} (D_c^2 - d_T^2) \times \sigma_{e_1} \times \ln C_{AT} \times e^{\frac{4fL_{ep}}{D_c - d_T}} \quad (6)$$

În această formulă avem :

- f = coeficientul de frecare între sculă și metalul
cald. Pentru sticlă $f = 0,01 - 0,02$

- L_{ep} = lungimea blocului prepresat în containerul preseii
de extrudare [mm]

Dece notăm :

L_{exp} = lungimea blocului expandat [mm]

L_{cald} = lungimea blocului cald găurit mecanic la dimensiunea
cerută pentru extrudare, în cazul în care blocul nu
se expandează [mm]

d_{pe} = diametrul dopului de expandare [mm]

d_{cald} = diametrul interior, la cald al blocului găurit
mecanic la expandare în cazul în care blocul nu se
expandează [mm]

D_c = diametrul bugei containerului de expansiune [mm]
 D_{bcold} = diametrul la cald al blocului în cazul în care nu se expandează [mm]

Atunci vom avea :

$$L_{ep} = \frac{D_e - d_{pe}}{D_c - d_e} \times L_{0exp} \quad (7)$$

Pentru blocuri care nu se expandează :

$$L_{ep} = \frac{D_{bcold}^2 - d_{bcold}^2}{D_c^2 - d_e^2} \times L_{bcold} \quad (8)$$

Coeficientul : $e = \frac{4f \times L_{ep}}{D_c - d_e} > 1$

pentru o valoare oricît de mică a lui f .

$\bar{\sigma}_{e1}$ = rezistența la deformare prin extrudare la cald a oțelului [kgf/mm²]

După indicațiile firmei, în funcție de masa oțelului se iau următoarele valori pentru $\bar{\sigma}_{e1}$:

16, 18, 20, 28 [kgf/mm²] (valoarea maximă)

Acese valori se referă la mărcile de oțeluri cuprinse în tabelul 7.

Tabelul 7

Nr. ord.	Denumirea după DIN	WB	kg/mm ² $\bar{\sigma}_e$	Temperatura de extrudare °C	
				normală	maximă
1. OTELURI I CALABILE SI ALIPLACTILE - AUSTENITICE					
1.	X2CrNi 18.9 (V2A Super)	1.4306	19	1180	1200
2.	X5CrNi 18.9	1.4301	19	1180	1220
3.	X10CrNiTi 18.9 (V2A Extra)	1.4541	21	1170	1200
4.	X10CrNiNb 18.9	1.4550	24	1170	1200
5.	X2CrNiMo 18.10	1.4404	24	1200	1250
6.	X2CrNiMo 18.12	1.4435	26	1200	1250
7.	X5CrNiMo 18.12	1.4436	24	1200	1250
8.	X5CrNiMo 17.13	1.4489	24	1200	1250
9.	X5CrNiMoCuNb 18.18	1.4505	26	1170	1200
10.	X10CrNiMoTi 18.12	1.4573	24	1200	1250
11.	X10CrNiMoTi 18.10 (V4A Extra)	1.4571	24	1200	1250
12.	X10CrNiMoNb 18.10	1.4580	25	1190	1210
13.	X10CrNiMoNb 18.12	1.4583	25	1190	1210
14.	X5CrNiMo 18.10	1.4401	24	1200	1250
15.	X15CrNiSi 20.12	1.4828	19	1170	1210

nr. crt.	Denumirea după DDA	WB	Kg/m ²	temperatură de extrudare °C	
				normală	maximă
16.	X14CrSi 35.16	1.4865	23	1210	1250
17.	X12CrSi 36.16	1.4864	28	1170	1200
18.	X15CrSi 25.20	1.4841	28	1170	1200
19.	X12CrSiTi 18.9	1.4873	28	1170	1200
20.	X12CrSi 25.21	1.4845	28	1200	1250
2. OTELURI INOXIDABILE SI REFRACTARE - FERTICE					
21.	X8CrTi 17	1.4510	19	1180	1200
22.	X7Cr14	1.4001	19	1180	1220
23.	X7CrAl 13	1.4002	19	1180	1220
24.	X20Cr 13	1.4021	20	1180	1220
25.	X20CrMoV 12.1	1.4922	19	1170	1220
26.	X10CrSi 7	1.4713	19	1170	1210
27.	X10CrSi 6	1.4712	19	1180	1200
28.	X10CrAl 18	1.4742	19	1180	1200
29.	X10CrAl 24	1.4762	19	1180	1200
30.	X20CrMoV 12.1	1.4935	19	1180	1200
3. OTELURI SI ALIAJE PENTRU CAZALE					
31.	16Mo 3		17	1180	1220
32.	15Mo 3	1.5415	16	1180	1220
33.	13CrMo 4.4	1.7335	17	1180	1220
34.	10CrMo 9.10	1.7380	17	1170	1220

Pentru C_{AT} conform formulei de calcul și indicațiilor firmei se admit următoarele valori limită.

1. pentru oțelurile :

W 1.4873	$C_{AT \text{ max}} = 40$
W 1.4935	$C_{AT \text{ max}} = 30$
W 1.4820	$C_{AT \text{ max}} = 25$
W 1.4922	$C_{AT \text{ max}} = 30$
W 1.4865	$C_{AT \text{ max}} = 25$

. / .

W 1.4841 $C_{AT \text{ max}} = 25$

W 1.4845 $C_{AT \text{ max}} = 25$

2. pentru oțelurile austenitice și feritice din tabelul 7 se admite :

$$C_{AT \text{ max}} = 50$$

3. pentru oțelurile carbon și oțelurile slab aliate

$$C_{AT \text{ max}} = 50$$

- D_c și d_T sînt cele indicate anterior.

În legătură cu utilizarea acestei formule pentru determinarea efortului de extrudare se pune problema determinării lui σ_{e1} care se determină din formula dată :

$$\sigma_{e1} = \frac{P_{e1}}{\frac{\pi}{4} (D_c^2 - d_T^2) \times \ln C_{AT} \times e^{\frac{4f \times L_{ep}}{D_c - d_T}}} \quad (9)$$

pentru D_c , d_T , C_{AT} , f și L_{ep} date, iar P_{e1} determinat prin măsurare, în kgf. se poate observa că valoarea lui σ_{e1} depinde de valoarea lui f . Considerînd celelalte date cunoscute adică :

- P_{e1} (înregistrat) = 2.340.000 kgf.
- $D_c = 205 \text{ mm.}$
- $d_T = 70 \text{ mm.}$
- $C_{AT} = 20,0. \quad \ln C_{AT} = 2,996.$
- $L_{ep} = 730 \text{ mm.}$

rezultă :

$$\sigma_{e1} = \frac{2340000}{\frac{\pi}{4} (42025 - 4900) \times 3 \times e^{\frac{4f \times 730}{205 - 70}}} = \frac{26,75}{e^{21,6f}}$$

Pentru $f = 0,01$ avem :

$$\sigma_{e1} = 21,6 \text{ kgf/mm}^2$$

Pentru $f = 0,02$ avem :

$$\sigma_{e1} = 17,4 \text{ kgf/mm}^2$$

Prin urmare, în cazul unui lubrefiant avînd $f = 0,01$ se va putea extruda un material avînd $\sigma_{e1} = 21,6 \text{ kgf/mm}^2$, la temperatura de extrudare, iar în cazul unui lubrefiant avînd $f = 0,02$ la același efort de extrudare, se va putea extruda un material avînd $\sigma_{e1} = 17,4 \text{ kgf/mm}^2$ la temperatura de extrudare.

Cu alte cuvinte, pentru a putea extruda un material avînd $\sigma_{e1} = 21,6 \text{ kgf/mm}^2$, utilizînd un lubrefiant cu $f = 0,02$ este necesar o formă de extrudare :

Deși, este important de precizat că această formulă (folosită de firma constructoare de prese de extrudare Denag și de întreprinderile firmei Mannesmann - Meer, propusă și îmbunătățită de (journet) exprimă valoarea maximă a forței de extrudare și că pentru utilizarea ei, trebuie cunoscut coeficientul de frecare al lubrefiantului la temperatura de extrudare.

B. Formule utilizate în U.R.S.S.

L. Formula lui Bensev - Prinstonov /16/

$$P_{e2} = \frac{\pi}{4} (D_c^2 - d_T^2) \times [(\sigma_M - \sigma_r) \times e^{\frac{4f \times D_c \times L_{ep}}{D_c^2 - d_T^2}} + \sigma_r] \quad (10)$$

Pe această formulă termenul :

$$\left[(\sigma_M - \sigma_r) \times e^{\frac{4f \times D_c \times L_{ep}}{D_c^2 - d_T^2}} + \sigma_r \right]$$

reprezintă efortul unitar la șaba de presare, iar

$$\sigma_M = \frac{2 \times \sigma_r \times L_1 \times (D_T^2 + d_T^2)}{D_T (D_c^2 - d_T^2)} \times C_{AT} + \frac{1,225 \times \sigma_r \times D_c}{\psi \times (D_c + d_T)} \times \ln \frac{D_c - d_T}{D_T - d_T} \quad (11)$$

reprezintă efortul unitar la filieră.

În această formulă avem :

σ_r = rezistența la rupere, statică a materialului la temperatura de extrudare [Kgf/cm^2]

σ_t = limita de curgere a materialului la temperatura de extruziune [Kgf/cm^2] = $K \times \sigma_r$

K este un coeficient care ține cont de esruisarea materialului, de coeficientul de alungire C_{AT} și de calitatea materialului. Valoarea coeficientului K este dată în diagramă din Fig. 17.

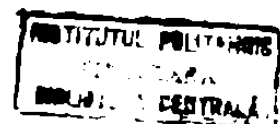
ψ este coeficientul care depinde de unghiul conului care formează partea de intrare a filierei :

$$\psi = \sqrt{2 + \frac{3}{2} \operatorname{tg} \alpha} \quad (12)$$

unde α = $1/2$ din unghiul format de conul de intrare al filierei.

L_1 = lungimea brului cilindric (de calibrare) al filierei (mm).

. / .



După cum se vede, această formulă nu utilizează rezistența la deformare prin extrudare, determinată experimental, ci utilizează rezistența la rupere determinată în mod static (la cald) în laborator, ceea ce reprezintă un avantaj, în special pentru oțeluri noi pentru care nu avem posibilitatea de a determina σ_e prin încercare directă.

De asemenea, această formulă ține cont și de caracteristicile constructive ale filierei.

Dezavantajul formulei, ca și a celei precedente, constă în aceea că trebuie cunoscut coeficientul de frecare f .

2. Formula Proscov.

$$P_{e3} = \frac{\pi}{4} (D_c^2 - d_T^2) \times \left(1 + f \times \frac{L_{ep}}{D_c}\right) \times C \times \sigma_r \times \ln C_{AT} \quad (13)$$

În această formulă avem :

$C = 6$ pentru țevi

$\sigma_r =$ rezistența la rupere a materialului la temperatura de extrudare.

Această formulă se utilizează pentru $f \geq 0,02$ deci mai mult pentru alfel de lubrefianți decât stiele.

În a doua categorie de formule, cea mai uzuală este

$$P_{e4} = \frac{\pi}{4} (D_c^2 - d_T^2) \times \sigma_e \times \ln C_{AT} \quad (14)$$

Această formulă este utilizată în FRANȚA, U.R.S.S. și Japonia.

Valorile lui σ_e , la temperaturile de extrudare, pentru un mare număr de materiale de diametre diferite și în lungimi pînă la 1000 mm, au fost determinate de firma "CEFILAC", la uzinele PERSAN în Franța. Aceste valori sînt prezentate în tabelul 8. Valorile din tabel au fost determinate utilizînd drept lubrefiant stiele pentru presa de extruziune de 1600 tf și pentru diverse containere utilizate la uzina PERSAN.

Valorile C_{AT} sînt limitate de forța de extrudare a presi.

Pentru gama de oțeluri ce se extrudează la I.T. REPUBLICA se vor utiliza la temperaturile de extruziune valorile lui σ_e din tabelul 7.

. / .

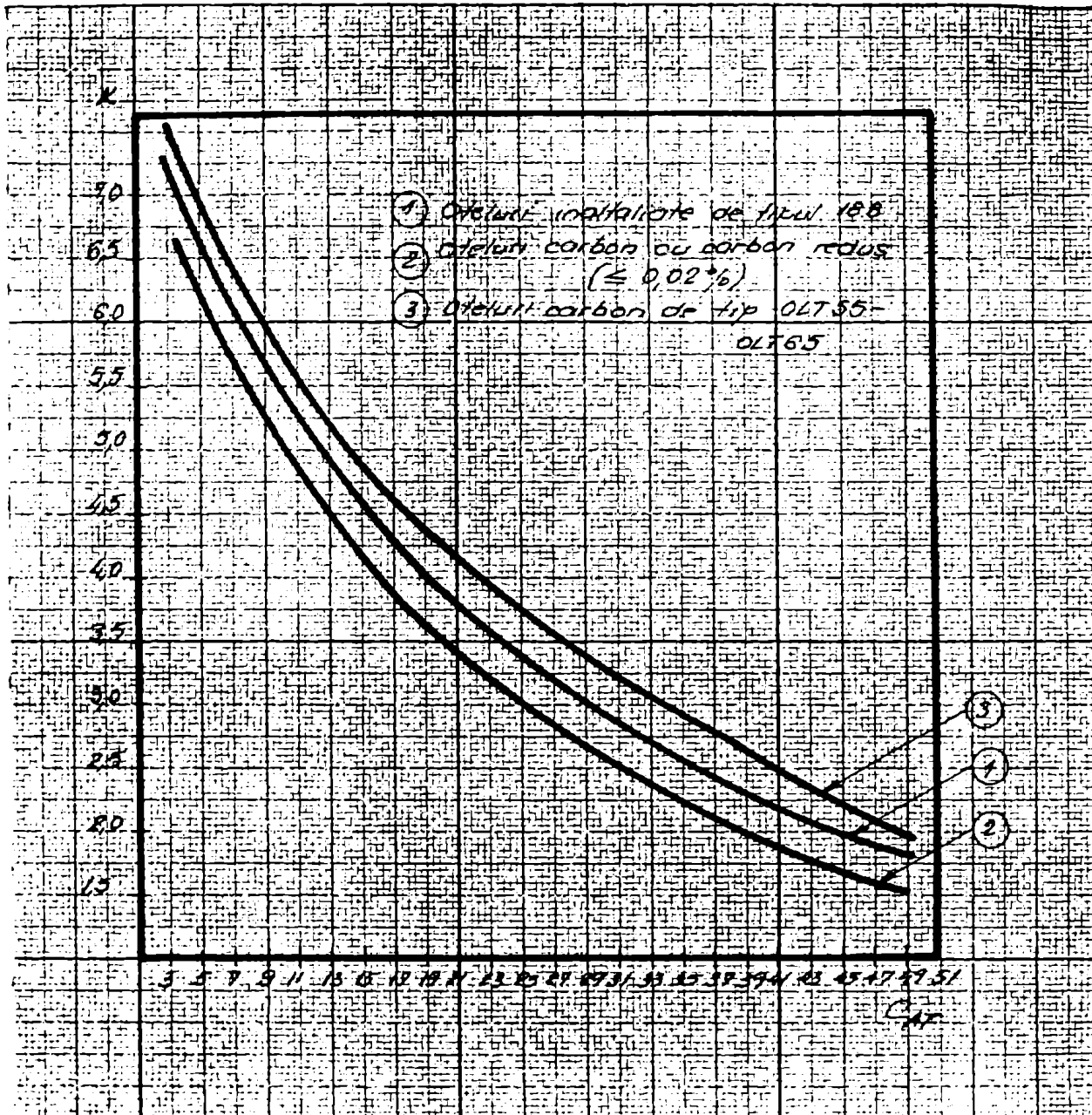


Fig. 17

VARIATIA COEFICIENTULUI K FUNCTIE
DE C_{AT}

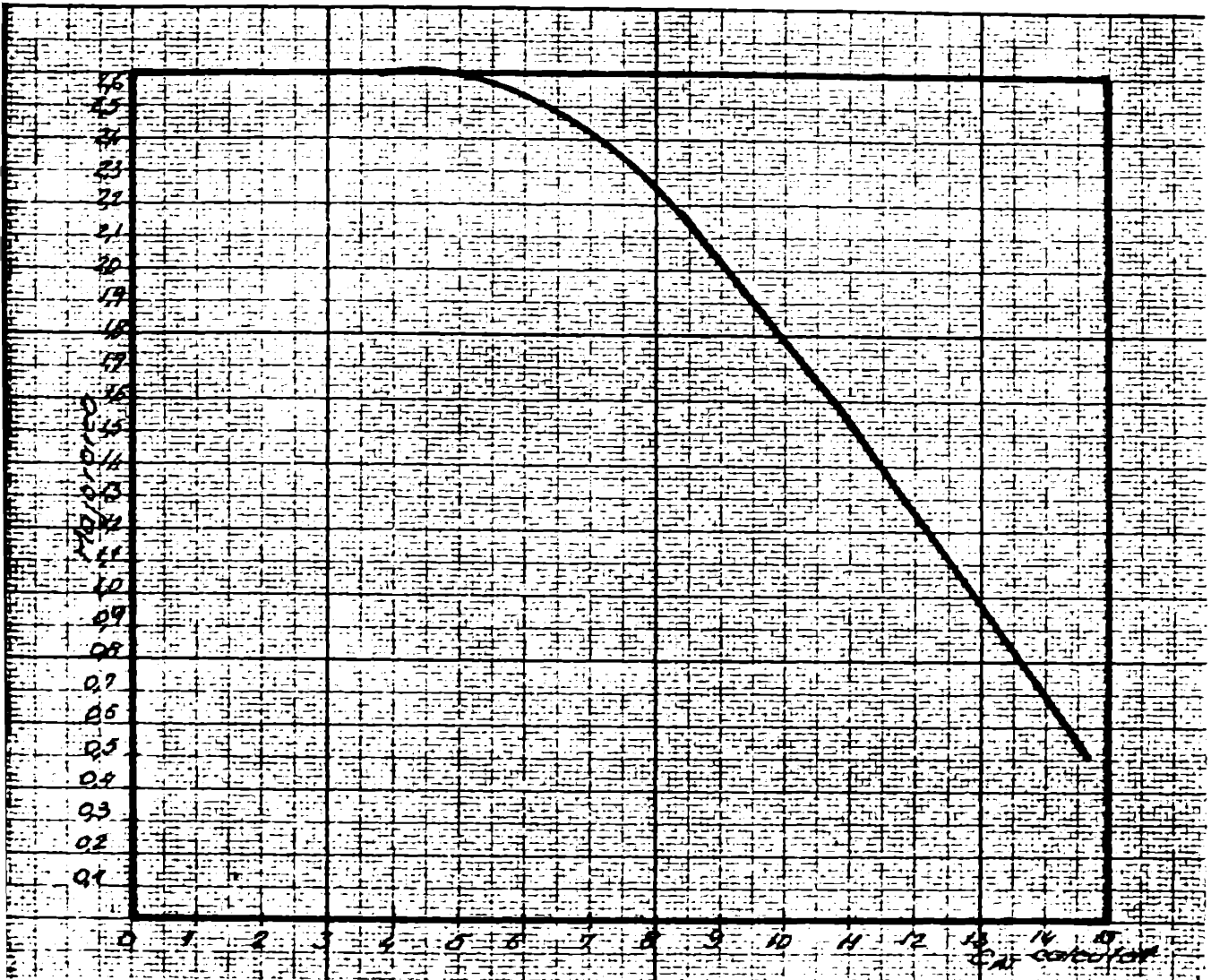
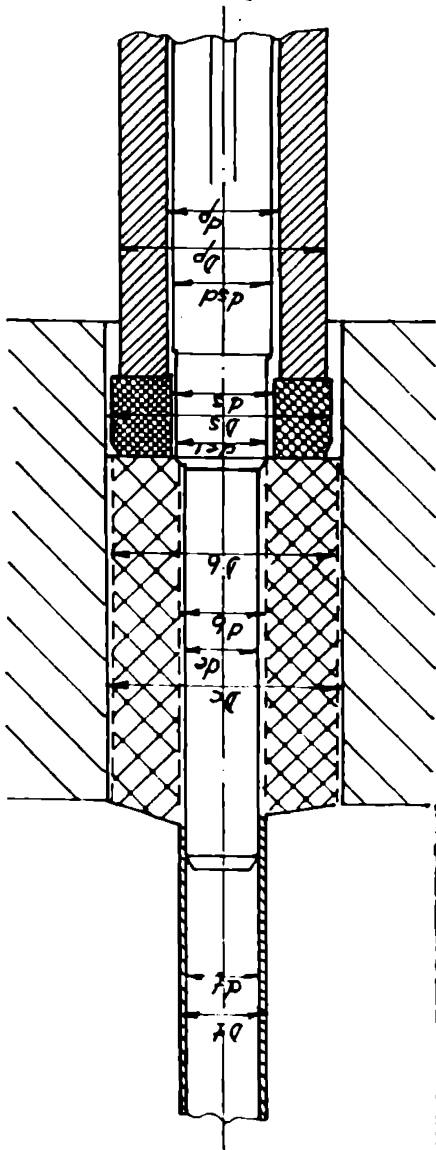


Fig. 18

FACTORII DE MAJORARE A D I C_{AT}
 CALCULAT PENTRU C_{AT} < 16.

d_{e1} = diametrul umăritui dornului de extrudare
 d_{sd} = diametrul suport. dornului gaură
 d_s = diametrul exterior al șabei de presare
 d_{si} = diametrul interior al șabei de presare
 d_p = diametrul exterior al poansonului de presare
 d_{pi} = diametrul interior al poansonului de presare



d_c - mm	170	175	205	240	260	280	300
D_1 (roce) mm	423-51	54-76	83-114,3	121-146	152-168	179	194-203
D_b (roce) mm	160 cojit	160 cojit	190 cojit	220 cojit	249 cojit	263 cojit	288 cojit
D_b (cold) mm	164 neexp.	170 expansi- dat	200 expansi- dat	235 expansi- dat	275 neexp.	275 neexp.	295 neexp.
d_b (roce) mm	40-51 mec.	20 mecanic	20-30 mec.	20-30 mec.	145,5-150 mecanic	171 mec.	181-196 mecanic
d_b (cold) mm	41-52 neexp.	41-80 exp.	43-115 exp.	73-144 expansi- dat	149-164 neexp.	175 neexp.	195-201 neexp.
d_e mm	30,6-41,9	30,4-60,3	37,6-104,3	63,1-133	139,1-193,5	164,7	174,9-190,2
d_{e1} mm	35,8-44,8	35,8-74,7	41,8-107,7	71,8-138,6	141,5-157,5	167,5	177,5-194,5
$d_{d,d}$ mm	60/23	77/30	110/30	145/30	145/30	145/30	145/30
D_5 mm	160,7	174,7	204,6	230,5	259,5	270,4	299,4
d_5 mm	36,7-40,7	30,2-75,1	42,3-100,2	65,4-130,2	142,1-154,1	163,2	178,2-199,2
D_p mm	166	171	200	232	250	270	285
d_p mm	62	30	110	143	165	180	205
$D_c - D_b$ cojit	6,0	5,0	5,0	5,0	5,0	5,0	5,0
$D_c - D_s$	0,3	0,2	0,4	0,5	0,5	0,6	0,6

F -

mm	170	175	205	240	260	280	300
$D_s - D_p$	3,7	3,7	4,6	7,5	9,5	9,4	14,4
$D_c - D_p$	4,0	4,0	5,0	8,0	10	10	15
$d_s - d_{e1}$	0,4	0,4	0,5	0,6	0,6	0,7	0,7
$d_{ball} - d_e$	10,4-10,1	10,6-10,7	10,4-10,7	9,0-11,	9,9-10,5	10,3	10,1-10,8
$d_p - d_s$	2,0	3,0	3,0	3,0	2,0	3,5	60
$E_p = \frac{1}{4}(D_p^2 - d_s^2) \text{ mm}^2$	18,523	17,939	21,387	25,070	27,705	31,809	30,788
$E_{p \text{ max, poanson}} = \frac{2500000 \text{ kgf/mm}^2}{E_p}$	134,2	139,4	116,3	99,7	90,2	78,6	81,2

Valoarea lui Pe_4 calculată cu formula de mai sus se referă la regiunea stabilizată al procesului de extruziune (Fig.15). Valoarea în virful de efort A denumit efort de denarare este mai mare decât valoarea efortului stabilizat în raportul 1/2.

Deci efortul real maxim de extrudare va fi :

$$Pe_{denaraj} = 1,2 Pe_4 \quad (15)$$

În ceea ce privește valorile lui C_{AT} , utilizat cu precizie :

- pentru $C_{AT} \geq 16$ se folosește formula (5)
- pentru $C_{AT} < 16$ valorile ce se introduc în calcul se măresc conform diagramei din Fig. 13.

Pentru exemplificare se prezintă un calcul comparativ a efortului de extrudare, calculat cu cele 4 formule prezentate :

Detale comune (Tabelul 8).

$$D_T = 53 \text{ mm}$$

$$d_T = 41 \text{ mm}$$

$$D_c = 175 \text{ mm}$$

$$L_{ep} = \frac{D_{bcald}^2 - d_{bcald}^2}{D_c^2 - d_e^2} \times L_{exp}$$

unde : $D_{bcald} = 170 \text{ mm}$

$$d_{bcald} = 44,03 \text{ mm}$$

$$D_c = 175 \text{ mm}$$

$$d_e = d_T = 41 \text{ mm}$$

$$L_{expmax} = 700 \text{ mm}$$

Deci :

$$L_{ep} = \frac{170^2 - 44,03^2}{175^2 - 41^2} \times 700 \approx 652 \text{ mm}$$

Material : oțel inox austenitic cu $\sigma_e = 26 \text{ kgf/mm}^2$;

Temperatură de extrudare = 1200° C

Lubrefiant sticlă cu $f = 0,02$;

$\sigma_r = 2,6 \text{ kgf/mm}^2$ (tabelul 9)

$\sigma_{e1} = 24 \text{ kgf/mm}^2$

1°. Efortul calculat cu formula Pe_1

$$C_{AT} = \frac{D_c^2 - d_T^2}{D_T^2 - d_T^2} = \frac{175^2 - 41^2}{53^2 - 41^2} = 17,19$$

Gradul de deformare : $\ln C_{AT} = \ln 17,19 = 2,84$

$$\frac{\pi}{4} (D_c^2 - d_T^2) = \frac{\pi}{4} (175^2 - 41^2) \approx 22721 \text{ mm}^2$$

$$e^{\frac{f L_{ep}}{D_c - d_T}} = e^{0,3892} = 1,475$$

$$Pe_1 = 22721 \times 24 \times 2,84 \times 1,475 \approx 2284 \text{ t}$$

2° Efortul calculat cu formula P_{e4}

$$\begin{aligned} P_{e4} \text{ stabilizat} &= 22721 \times 26 \times 2,84 = 1677718,6 \text{ Kgf} = \\ &= 1678 \text{ tf} \\ P_{e4} \text{ demaraj} &= 1,2 \times 1678 = 2014 \text{ tf} \end{aligned}$$

3° Efortul calculat cu formula Procorov.

$$\begin{aligned} P_{e3} \text{ stabilizat} &= 22721 \times \left(1 + 0,02 \frac{652}{175}\right) \times 6 \times 2,6 \times 2,84 \\ &= 22721 \times 1,0745 \times 6 \times 2,6 \times 2,84 = 1082128,5 = 1082 \text{ tf} \\ P_{e3} \text{ demaraj} &= 1,2 \times 1082 = 1298 \text{ tf} \end{aligned}$$

4° Efortul calculat cu formula P_{e2} (Borisov - Primateanov)

Avem unghiul conului de intrare în filieră

$$\beta = 170^\circ$$

deci : $\alpha = 85^\circ$

$$\begin{aligned} \psi &= \sqrt{2 + \frac{3}{2} \text{tg } 85^\circ} = 4,38 \\ \sigma_r &= 2,6 \text{ Kgf/mm}^2 \end{aligned}$$

Tabelul 9

Recomandat de I.ARESMAB - DEB

Gr. art.	CALCUL DE OTEL	REZISTENȚA LA DEFORMARE LA EXTINDERE σ_e , Kgf/mm ²
1.	Oțeluri carbon și oțel aliat	16
2.	Oțeluri inoxidabile feritice	18
3.	Oțeluri inoxidabile austenitice	20
4.	Oțeluri refractare	24

Pentru $C_{AT} = 17,19$ rezultă K (Fig. 17) = 4,75

deci : $\sigma_t = 4,75 \times 2,6 = 12,35 \text{ Kgf/mm}^2$

$$e^{\frac{4\psi D_c \times L_1}{D_c^2 - d_r^2}} = e^{\frac{4 \times 0,02 \times 175 \times 652}{175^2 - 41^2}} = e^{0,315} = 1,371$$

$L_1 = 10 \text{ mm}$

Cu datele anterioare rezultă :

$$\begin{aligned} A &= \frac{2 \times \sigma_t \times L_1 \times (D_T^2 + d_T^2)}{D_T (D_c^2 - d_r^2)} \times C_{AT} = \frac{2 \times 12,35 \times 10 \times (58^2 + 41^2)}{58 (175^2 - 41^2)} \times 17,19 = \\ &= 12,76 \text{ Kgf/mm}^2 \end{aligned}$$

$$B = \frac{1,225 \times \sigma_e \times D_c}{\psi (D_c + d_T)} \times \ln \frac{D_c - d_r}{D_T - d_r} = \frac{1,225 \times 12,35 \times 175}{4,38 (175 + 41)} \times \ln \frac{175 - 41}{58 - 41} = 5,78 \text{ Kgf/mm}^2$$

deci : $G_M = A + B = 18,54 \text{ Kgf/mm}^2$

Efortul unitar la șibă de presare va fi :

$$P_{e2} \text{ stabilizat} = 2271 \times [(18,54 + 2,6) \times 1,371 + 2,6] \cong 718 \text{ tf}$$

$$P_{e2} \text{ decaraj} = 1,2 \times 718 = 861 \text{ tf.}$$

Avem deci următoarea situație :

$$\begin{aligned} P_{e1} &= 2284 \text{ tf maxim} \\ P_{e2} &= 861 \text{ tf efort decaraj} \\ P_{e3} &= 1238 \text{ tf efort decaraj} \\ P_{e4} &= 2014 \text{ tf efort decaraj} \end{aligned}$$

Deci

$$\begin{aligned} \frac{P_{e1}}{P_{e2}} &= \frac{2284}{861} = 2,65 \\ \frac{P_{e1}}{P_{e3}} &= \frac{2284}{1238} = 1,84 \\ \frac{P_{e1}}{P_{e4}} &= \frac{2284}{2014} = 1,13 \end{aligned}$$

Valoarea forței de extrudare calculată cu formula propusă de firma DEMAG - MANNESMANN s-a comparat cu valorile maxime (de decaraj) obținute cu celelalte formule, intrucât așa cum s-a arătat seceta de valoare forței în punctul A.

Se observă că în general se obțin valori comparabile (excepție valorile obținute cu formula DENISOV - PRILATOV), care este prea teoretică) dar, cele mai apropiate sînt cele obținute pe baza formulilor propuse de firmele MANNESMANN și GI-CAPLINO.

În tabelul 10 sînt date rezultatele calculului cu formulele P_{e1} , P_{e2} și P_{e4} comparate cu rezultatele înregistrate prin măsurarea directă a eforturilor.

Valorile lui P_{e1} s-au comparat numai cu valorile maxime înregistrate (decaraj), iar valorile lui P_{e2} s-au comparat numai cu valorile în regim staționar.

Valorile obținute cu formula P_{e4} sînt mai mici decît valorile maxime înregistrate, dar sînt mai mari (cu o excepție) decît valorile înregistrate în regim staționar.

În calculele tehnologice pentru tehnologia extrudării la cald, la ÎNTRUPINAREA DE ÎNVI REPUBLICĂ se aplică formula

P_{e4} , luînd pentru C_{AT} următoarele valori maxime :

$$O.S.A. - C_{AT \text{ max}} = 50$$

$$INOX - Austenitic - C_{AT \text{ max}} = 50$$

$$INOX - Feritic C_{AT \text{ max}} = 30$$

Pentru σ_e se iau valorile din tabelul 8 care țîn cont de coeficientul de frecare. Pentru forța de decaraj se va lua : $1,2 \times P_{e4}$.

tabelul 10

Dimensiune foaie mm	Do mm	CAT	Mortul deformabil prin măsurare				Mortul eulelet cu formale				Col. (4) (5)
			Pe ₁	Abatere %	Pe ₂	Abatere %	Pe ₃	Abatere %	Pe ₄	Abatere %	
			4	5	6	7	8	9	10	11	12
57 x 8	175	18,45	1480	1210	1610	+0,8	1040	-14,0	1415	-4,5	1,22
60 x 3,5	175	35,20	1780	1400	1940	+0,0	1280	- 8,6	1661	-6,6	1,27
89 x 10	175	9,75	1350	1100	1210	-10	1060	- 4,5	1220	-9,7	1,23
89 x 3,5	190	11,10	1380	1130	1280	-7,2	1180	+4,4	1200	-9,5	1,22
89 x 4,5	190	19,20	1730	1420	1510	-12,7	1660	+17	1480	-14,5	1,22
89 x 3,0	190	27,80	1010	1500	1570	+2,5	1760	+17,3	1645	+2,5	1,07
159 x 6,-	270	13,50	2530	2220	2230	-11,9	2520	+13,5	2120	-16,2	1,14

NOTA : DATE FURNIZATE DE FIRMA CEMILAC - FRANÇA

a. Calculul presiunii specifice de extrudare.

Presiunea specifică de extrudare se determină la gaiba de presare.

In cazul formulei P_{e1} avem :

$$P_s = \frac{P_{e1}}{F_0} = \frac{\frac{\pi}{4} (D_c^2 - d_T^2) \times \varrho_e \times \ln C_{AT} \times e^{\frac{4f L_{ep}}{D_c - d_T}}}{\frac{\pi}{4} (D_c^2 - d_e^2)} \quad (16)$$

pentru $d_T = d_e$

$$P_s = \varrho_e \times \ln C_{AT} \times e^{\frac{4f L_{ep}}{D_c - d_T}}$$

In cazul formulei P_{e2} avem :

$$P_s = 1,2 \times \frac{\frac{\pi}{4} (D_c^2 - d_T^2) \times \varrho_e \times \ln C_{AT}}{\frac{\pi}{4} (D_c^2 - d_e^2)} = 1,2 \times \varrho_e \times \ln C_{AT} \quad (17)$$

2.1.2. Viteze în procesul de extruziune

In analiza factorilor care determină condițiile optime de extrudare la cald a țevilor se iau în considerare 3 viteze.

1. Viteza de presare
2. Viteza de extrudare
3. Viteza de deformare.

1. Viteza de presare (V_p) a metalului în bușca containerului este dată de viteza de deplasare a poansonului de presare, respectiv, a gaibei de presare. Se exprimă în mm/sec.

1.a. Viteza de deplasare a poansonului de presare este reglabilă fie continuu, fie în trepte și este determinată de următorii factori :

- a) Caracteristicile pompei hidraulice principale care alimentează cilindrul principal de acționare a poansonului de presare.
- b) Diametrul interior al conductei de alimentare
- c) Lunărul și natura cotelor conductei
- d) Lungimea conductei de alimentare.

De cele menționate la punctele b, c și d sînt legate pierderile de presiune. Se precizează ca agregatul de pompare să fie instalat cât mai aproape de cilindrul principal al preseii de extrudare.

1.b. Viteza de presare a metalului pentru temperatura optimă de extrudare depinde :

- a) Natura metalului respectiv, rezistența la deformare
- b) Diametrul interior și bușca containerului
- c) Natura lubrefiantului.

In tabelul 11 sînt indicate vitezele maxime de presare in funcție de elementele de mai sus, pentru unele calități de oțeluri aliate.

De menționat să menținînd ceilalți factori constanți (temperatura, dimensiunile țevii, lungimea și diametrul blocului, coeficientul de alungire, lubrefiantul, materialul din care este confecționată filiera), viteza de presare influențează viața filierei.

Astfel, extrudînd țeava 40 x 4 din O.S.A. printr-o filieră executată din R-18 (C = 0,5/0,6; Si < 0,15%; Mn < 0,15%; Cr = 3,5/4,5%; W = 17/19%; V = 0,5/0,8%) s-au obținut următoarele rezultate în ceea ce privește viața filierei :

Viteza de presare V_p m/sec	Număr de presări/ filiară
20 - 30	1 - 2
50 - 70	5 - 8
120 - 150	15 - 20
250 - 300	40 - 50
350 - 400	50 - 55
500 - 600	53 - 57.

Pentru țeavă 18 x 3 din aliaj de molibden (temperatura de extrudare 1370° C), filiera confecționată din R - 18 s-au obținut :

Viteza de presare V_p m/sec	Număr de presări/ filiară
50	nici o presare
100 - 150	1
250 - 300	2 - 3
400 - 500	4 - 5
550 - 650	6 - 7
700 - 750	8 - 10

2. Viteza de extrudare (V_e) a metalului, este viteza cu care produsul extrudat iese din brîul cilindric al filierei.

Se exprimă în m/sec. Viteza de extrudare depinde de viteza de presare și de coeficientul de alungire C_{AT} în relația :

$$\frac{V_e}{V_p} = C_{AT} \quad \text{deci :} \quad V_e = C_{AT} \times V_p$$

Văloarea maxime ale vitezei de extrudare sînt date în tabelul 11.

MARCA OTELULUI (COST 5630-61)	COEFICIENT DE EXTRUDARE C _{AT} = C	TEMPERAT. DE EXTRUDARE °C	Vitezele maxime de presare V _p în m./sec. și V _o în m./sec. pentru diferite conductivități (Q 1)							
			λ = 60-150 m ² /V	λ = 165-250 m ² /V	λ = 255-350 m ² /V	λ = 355-450 m ² /V				
1 X 18 HD0 T	50 max.	1180	500	25	600	30	600	30	600	30
1 X 23 H 18	50 max.	1180	500	25	600	30	600	30	600	30
2 X 18 H 8 B2	30	1170	600	18	600	18	600	18	600	18
2 X 18 H 8 B2	50 max.	1170	450	22,5	600	30	600	30	600	30
1 X 14 H 18 B25	30	1160	400	12	500	15	600	15	600	15
1 X 14 H 18 B26	50 max.	1160	350	17,5	450	22,5	600	22,5	600	22,5
1 X H 66 B 1-0	30	1160	400	12	500	15	600	15	600	15
1 X H 56 B 1-0	50 max.	1180	300	15	400	20	50	20	50	25
1 X H 55 B 1-0	30	1130	370	11,1	450	13,5	550	13,5	550	16,5
1 X H 55 B 1-0	50 max.	1170	330	16	400	20	450	20	450	22,5
1 X 16 U 6 B 1-0 F	30	1170	250	7,5	300	9	400	9	400	12
1 X 16 U 6 B 1-0 F	50 max.	1180	200	10	270	13,5	350	13,5	350	17,5
3 140	30	1160	250	7,5	300	9	400	9	400	12
3 140	50 max.	1190	200	10	260	14	350	14	350	17,5
350	30	1180	300	9	400	12	500	12	500	15
350	50 max.	1180	250	7,5	350	17,5	450	17,5	450	22,5

Valorile trecute în tabelul 11 se referă la condițiile optime de extrudare (temperatură, lubrifiere, starea sculelor) care în practică sînt greu de realizat și de aceea se recomandă următoarele valori maxime :

Oțeluri inox și refractare	: 10 m/sec
Oțeluri carbon și aliaje	: 20 m/sec
Oțeluri și aliaje cu plasticitate redusă	: 2 m/sec

3. Viteza de deformare (V_d)

Viteza de deformare în procesul de extrudare a unui material tubular, sau bare este dată de relația :

$$V_d = \frac{\xi}{t} \left[\frac{1}{\text{sec}} \right] \quad (18)$$

ξ = gradul de deformare = $\ln C_{AT}$

t = timpul în care o particulă de metal parcurge zona de deformare.

Timpul t se determină din condițiile debitului de metal :

$$t = \frac{Q}{q} = \frac{Q}{F_0 \times V_p} = \frac{Q}{F_0 \times C_{AT} \times V_p} \quad (19)$$

unde :

Q = volumul zonei de deformare

q = debitul (unitar) de metal într-o secundă

F_0 = secțiunea produsului extrudat

Pentru țevile cu secțiunea rotundă avem :

$$Q = \frac{\pi D_T^3}{12 \sin^2 \frac{\beta}{2}} \left[\text{tg} \frac{\beta}{4} \times (C_{AT}^{3/2} - 1) - \frac{3}{2} \sin \frac{\beta}{2} \times (C_{AT}^{1/2} - 1) \times \frac{d_e^2}{D_T^2} \right] \quad (20)$$

$$q = \frac{\pi}{4} (D_T^2 - d_e^2) \times V_e = \frac{\pi}{4} (D_T^2 - d_e^2) \times C_{AT} \times V_p \quad (21)$$

$$\text{deci : } t = \frac{D_T^2 \times \left[\text{tg} \frac{\beta}{4} \times (C_{AT}^{1.5} - 1) - \frac{3}{2} \sin \frac{\beta}{2} \times (C_{AT} - 1) \times \frac{d_e^2}{D_T^2} \right]}{3 \sin^2 \frac{\beta}{2} \times (D_T^2 - d_e^2) \times C_{AT} \times V_p} \quad (22)$$

Rezultă :

$$V_d = \frac{3 C_{AT} \times V_p \times (D_T^2 - d_e^2) \times \sin^2 \frac{\beta}{2} \times \ln C_{AT}}{D_T^3 \times \left[\text{tg} \frac{\beta}{4} \times (C_{AT}^{1.5} - 1) - \frac{3}{2} \sin \frac{\beta}{2} \times (C_{AT}^{0.5} - 1) \times \frac{d_e^2}{D_T^2} \right]} \quad (23)$$

Pentru $\frac{\beta}{2} = 90^\circ$, formula 23 devine :

$$V_d = \frac{3 C_{AT} \times V_p \times (D_T^2 - d_e^2) \times \ln C_{AT}}{D_T^3 \times \left[(C_{AT}^{1.5} - 1) - 1,5 (C_{AT}^{0.5} - 1) \times \frac{d_e^2}{D_T^2} \right]} \quad (24)$$

În formulele prezentate $\beta/2$ reprezintă semiunghiul conului care formează intrarea în locul de deformare al filierei (fig.19).

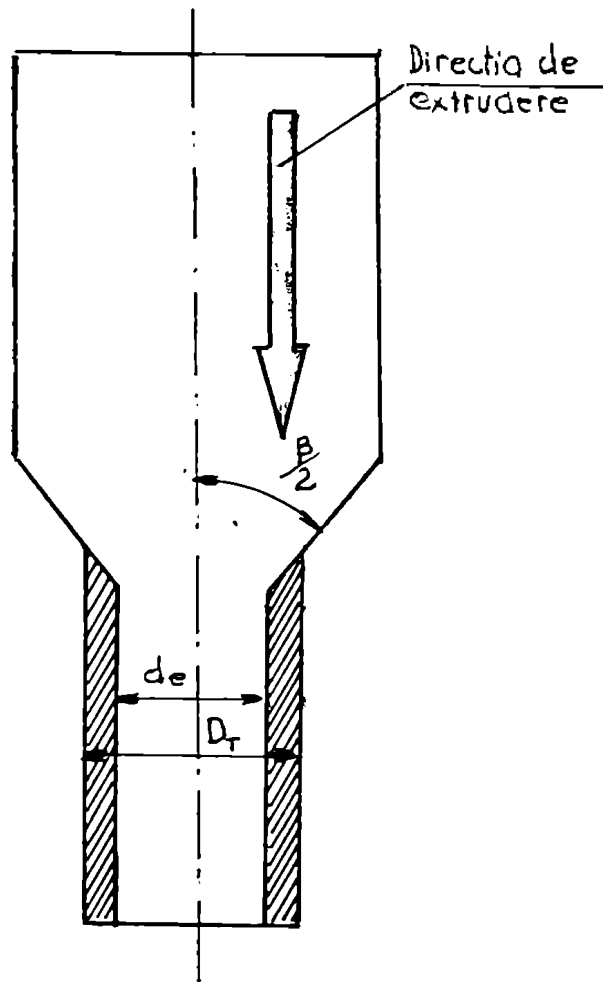


Fig. 19

SE INCHINUIE CON LUI CARE PORTEAZA
INTRAREA IN LOCASUL DE DEFORMARE
AL FILIEREI.

2.2. MATERIALELE UTILAJULUI DE EXTRUZIE

2.2.1. Cu privire la materialele pentru scule.

2.2.1.1. Determinarea materialului din care se execută poansonul de presare.

Dimensiunile de bază ale poansonului de presare sînt date în tabelul 8. Prin urmare nu se pune problema determinării prin calcul de rezistență a dimensiunilor de bază ale poansonului (D_p și d_p) care sînt impuse prin datele prezentate, ci se determină materialul din care trebuie executat poansonul pentru a rezista efortului P , ce se transmite prin el asupra gaibei de presare, respectiv asupra materialului ce se extrudează. În acest sens vom face următoarele considerații :

- efortul unitar ce ia naștere în procesul de presare se consideră ca sumă eforturilor de presare provocate de :

a. efortul total de presare P (efortul unitar ∇_P)

b. momentul de însovriere M datorat neconcordanței dintre axa poansonului și axa de extrudare (efortul unitar ∇_M).

$$\text{Deci : } \nabla_{P_1} = \nabla_P + \nabla_M \quad (25)$$

Poansonul de presare se consideră ca un cilindru comprimat și calculul său se face luînd în considerație condițiile de rezistență și stabilitate

$$\nabla_P = \frac{P}{\varphi F_P} \quad (26)$$

unde avem :

P = efortul total de presare ce se transmite asupra gaibei de presare. De menționat că valoarea lui P este cea pentru care este reglată presa. Valoarea lui P este mai mare decît valoarea efortului de extrudare P_{E_1}, P_{E_2} sau P_{E_4} necesar deformării plastice, deoaecce la sfîrșitul extrudării are loc un blocaj care corespunde efortului P pentru care este reglată presa.

F_p = secțiunea transversală minimă a părții cilindrice a poansonului

$$F_P = \frac{\pi}{4} (D_p^2 - d_p^2) \quad (27)$$

φ = coeficientul de reducere a rezistenței minime la comprimare, care depinde de flexibilitatea χ a materialului din care este poansonul.

Valoarea coeficientului λ este dat de formula :

$$\lambda = \frac{\mu \times L_p}{I_{\min}} \quad (28)$$

unde :

μ = coeficientul lui Poisson (= 0,28 pentru oțel)
 I_{\min} = raza de inerție a secțiunii transversale minime a pansonului.

$$I_{\min} = 0,25 \times \sqrt{d_p^2 + d_p^2} \quad (29)$$

Avind valoarea lui λ și cunoscind materialul din care se execută pansonul se găsește valoarea lui φ din tabelul 12.

TABELUL 12

λ	φ		
	OL 10, OL 20, OL 44	OL 50	O.S. și O.S.A. tratate termic
0	1,0	1,0	1,0
1	0,999	0,998	0,997
2	0,998	0,996	0,994
3	0,997	0,994	0,991
4	0,996	0,992	0,988
5	0,995	0,990	0,985
6	0,994	0,988	0,982
7	0,993	0,986	0,979
8	0,992	0,984	0,976
9	0,991	0,982	0,973
10	0,990	0,980	0,970
11	0,987	0,970	0,968
12	0,984	0,974	0,966
13	0,981	0,971	0,964
14	0,978	0,968	0,962
15	0,975	0,965	0,960
16	0,972	0,962	0,958
17	0,969	0,959	0,956
18	0,966	0,956	0,954
19	0,963	0,953	0,952
20	0,960	0,950	0,950

Efortul unitar datorat momentului de încovoiere este :

$$\sigma_{M_2} = \frac{M_2}{W} = \frac{P \cdot L_{\max}}{W} \quad (30)$$

unde :

P = efortul total de presare pentru care a fost reglată presa

$$L_{\max} = \frac{D_c - d_p}{2} \quad (31)$$

W = modulul de rezistență al secțiunii transversale a poansonului față de axa sa longitudinală

$$W = \frac{\pi D_p^3}{32} \times \left[1 - \left(\frac{d_p}{D_p} \right)^2 \right] = 0,1 D_p^3 \times \left(1 - \frac{d_p^2}{D_p^2} \right) \quad (32)$$

Avînd valorile calculate cu formulele de mai sus se va determina σ_{p1} , iar σ_r a materialului din care se execută poansonul de presare se ia

$$\sigma_r = \sigma_{p1} + (10 \div 20) \text{ Kgf/mm}^2 \quad (33)$$

2.2.1.2. Determinarea materialului din care se execută dornul de extrudare

Dimensiunile de bază ale dornului de extrudare sînt :

- diametrul exterior, d_e
- diametrul interior, d_i
- lungimea activă, cilindrică a dornului.

Aceste dimensiuni sînt determinate de :

- diametrul interior al țevii extrudate
- lungimea maximă a blocului ce se extrudează.

Ca și în cazul poansonului de presare trebuie să determinăm materialul din care se execută dornul pentru a rezista la eforturile la care este supus.

În procesul de extrudare, dornul este supus la :

- forțele de frecare longitudinale, provocate de trecerea materialului pe dorn (efortul unitar σ_f)
- forțele radiale de compresie (efortul unitar σ_c).

Efortul unitar echivalent datorită forțelor de mai sus se calculează cu formula :

$$\sigma_{ech} = \sigma_f + 0,5 \sigma_c \quad (34)$$

Pentru cazul dornului mobil care avansează cu poansonul de presare avem :

a) Valoarea lui σ_f este dată de formula :

$$\sigma_{f \max} = 0,5 \sigma_{e \text{ med}} \quad (35)$$

unde :

$$\sigma_{e \text{ med}} = \sqrt{\sigma_{ei} + \sigma_{ef}} \quad (36)$$

și

σ_{ei} = rezistența la deformare la începutul deformării = $1,2 \times \sigma_e$

σ_{ef} = rezistența la deformare la sfârșitul deformării = $1,2 \times \sigma_e$

deci :

$$\sigma_{e \text{ med}} = 1,2 \sigma_e \quad (37)$$

și

$$\sigma_{\max} = 0,6 \sigma_e \quad (38)$$

b) Valoarea lui σ_c se determină din condiția de plasticitate

$$\sigma_0 = \frac{P}{\frac{\pi}{4}(D_c^2 - d_0^2)} = 1,2 \sigma_e = \frac{1,273 P}{D_c^2 - d_e^2} = 1,2 \sigma_e \quad (39)$$

Materialul hornului de extrudare caracterizat prin σ_{ech} calculat cu formula (34) se referă la un dorn cu secțiunea plină, fără gaură de răcire. Pentru un dorn având o gaură de răcire de diametru d_f stucii valoarea lui σ_{ech} , calculată cu formula (34) trebuie să fie multiplicată cu factorul K :

$$K = \frac{d_0^2 - d_f^2}{d_0^2} \quad (40)$$

2.2.1.3. Alegerea materialului pentru filieră și gaibă de presare

Deoarece sculele pentru extrudare lucrează în condiții foarte severe (temperatură, presiune, uzură), se impune, pentru confecționarea acestora, utilizarea unor oțeluri cu următoarele niveluri de calitate ale caracteristicilor /30/

- rezistența la uzură : $M-9$
- tenacitatea : $1A-9$
- duritatea la cald : $4-9$

funcție de locul și destinația pe care o are scula.

Filiara și gaibă de presare fac parte din categoria sculelor așa-zise "perisabile". Pentru acestea se recomandă /30/ oțeluri cu HRC 43 - 47 cu 5% Cr. sau cu eca. 8% W. Pentru gaibă de presare duritatea poate fi între 41 - 51 HRC.

În scopul realizării unor filiere și gaube de presare care să corespundă condițiilor dificile de lucru se poate utiliza un oțel în următoarea compoziție chimică : C = 0,30/0,40% ; Mn = 0,20/0,40% ; Si = 0,30/1,2% ; Cr = 4,70/5,50% ; Nb = 1,20/1,80% ; V = 1,00/0,10/1,70/0,50%.

Pentru un astfel de oțel este recomandat un tratament termic care cuprinde : recălcire (încălzire 360 - 830° C, răcire cu viteză de 20-25° C/oră la 600 - 550° C), călire (preîncălzire lentă 300 - 150° C ; încălzire 1000 - 1050° C, răcire în aer sau ulei), revenire (se încălzește 3-4 ore la 620° C, se repetă operația la 595° C) /13/.

2.3. DIMENSIONAREA FILIEREI ȘI DORNULUI DE EXTRUDERE

2.3.1. Determinarea diametrului de lucru al filierei

Dacă notăm cu :

D_T = diametrul nominal al țevii ce se extrudează la rece

d_f = diametrul brifului cilindric al filierei la rece :

$$d_f = D_T + A \text{ [mm]} \quad (41)$$

unde A este factorul care ține cont și de contracție și se ia din diagrame din Fig. 20, pentru diametrul D_T al țevii.

Caracteristicile filierelor pentru prese de extrudare de 2500t_f se află în tabelul 13.

2.3.2. Determinarea diametrului părții de lucru a dornului de extrudare

Dacă notăm cu :

S_T = peretele nominal al țevii la rece

d_6 = diametrul de lucru al dornului de extrudare,

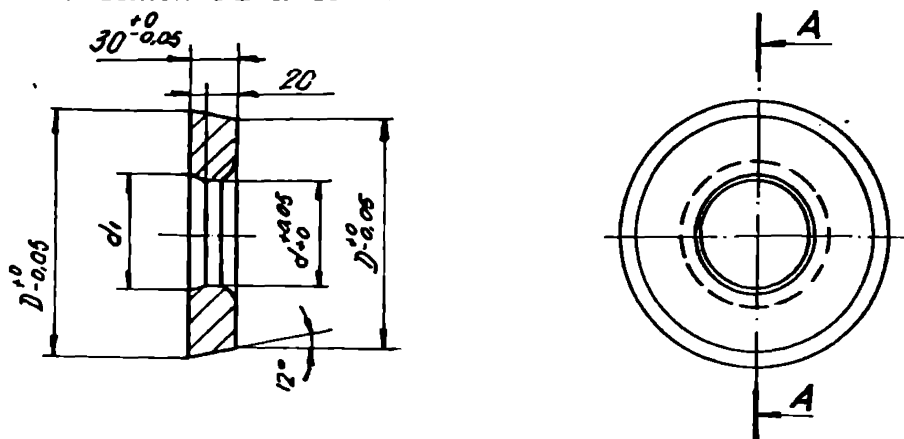
atunci :

$$d_6 = D_f - 2 (S_T + B) \quad (42)$$

unde B este factorul care ține cont și de contracție, a cărei valoare se ia din diagrama din Fig. 20 pentru peretele S_T al țevii.

Tabelul 13

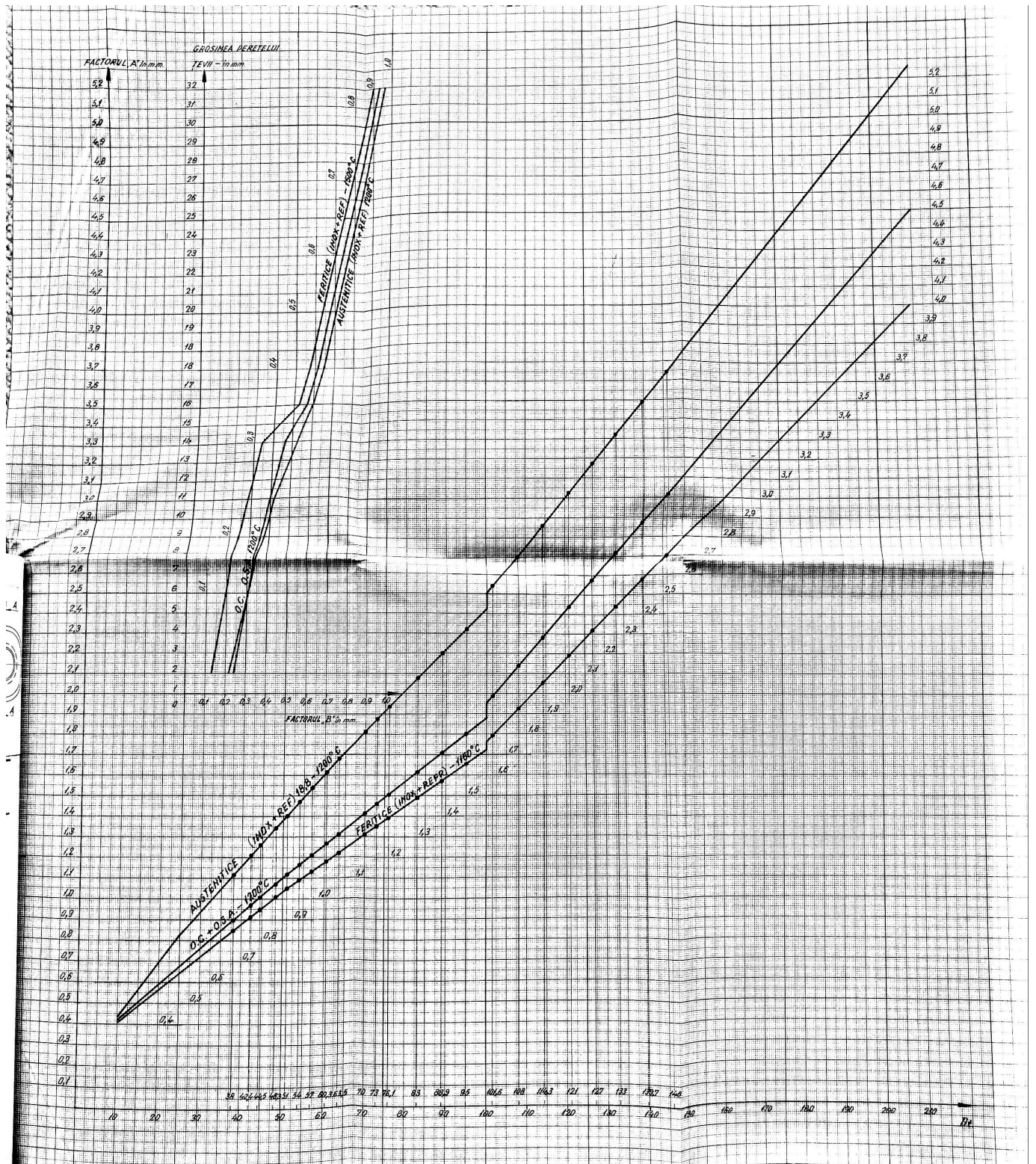
FILTRE PRINRU PRESA DE LITURAJ - - 2500 tf



NOTA :

Tratamentul termic final trebuie să asigure o duritate de 400 - 440 HB

Nr. crt.	Diametrul nominal al țevilor la rece mm	d - mm			d ₁ mm	D	D ₁	D ₀ container mm	Kg/buc.
		Inox austenitic	Inox ferritic	O.C. O.S.A.					
1	38	39,1	38,8	38,9	48	107,75	95	170	
2	42,4	43,6	43,3	43,4	50,5	"	"	"	
3	44,5	45,8	45,4	45,5	51	"	"	"	1,5
4	48,3	49,6	49,3	49,4	54	"	"	"	
5	51	52,4	52,0	52,1	57	"	"	"	
6	54	55,5	55,2	55,2	61	132,75	120	175	
7	57	58,5	58,1	58,2	64	"	"	"	
8	60,3	61,9	61,5	61,6	67	"	"	"	
9	63,5	65,2	64,7	64,8	70,5	"	"	"	
10	70	71,3	71,3	71,4	77	"	"	"	2
11	73	74,9	74,4	74,5	80	"	"	"	
12	76,1	78	77,5	77,6	83	"	"	"	
13	83	85,1	84,5	84,6	80	172,75	160	205	
14	88,9	91,1	90,5	90,6	83	"	"	"	
15	95	97,3	96,7	96,8	90	"	"	"	
16	101,6	104,1	103,4	103,6	96	"	"	"	
17	108	110,7	109,9	110,1	102	"	"	"	2,5
18	114,3	117,1	116,3	116,6	109	"	"	"	
19	121	124,0	123,2	123,4	115	207,75	190	240	
20	127	130,2	129,3	129,6	121	"	"	"	
21	133	136,3	135,4	135,7	116	"	"	"	
22	139,7	143,2	142,3	142,6	122	"	"	"	
23	146	149,6	148,7	149,0	129	"	"	"	3



2.4. LUBREFIANȚI FOLOSIȚI ÎN PROCESUL DE EXTRUZIUNE

După cum este cunoscut pentru reducerea forțelor de frecare care apar în procesul de extrudare între material și sculele de lucru /17/ prin utilizarea unor lubrefianți, forțele de extrudare scad cu valori cuprinse între 30 și 50% față de situația în care extrudarea se face fără lubrefiere.

De asemenea, prezența lubrefianților conduce la o scădere a tendinței de lipire a materialului extrudat de sculele de lucru ceea ce implicit are o influență pozitivă asupra consumului de scule. Cu efect indirect prezența lubrefiantului conduce la modificarea condițiilor marginale de curgere a metalului, ceea ce se reflectează asupra calității suprafeței acestuia.

În prezent lubrefianții folosiți pentru extrudarea metalului pot fi împărțiți în patru etape :

1. - corpurile solide (lubrefianți solizi) cu structuri stratificate (grafitul, bisulfura de molibden etc.). Acești lubrefianți au o serie de dezavantaje așa cum sînt : tendința de ardere a sculelor de lucru, tendința de aderare la sculele de lucru, o răcire mai pronunțată ceea ce îngreunează deformarea mai ales în cazul profilelor mici sau a țevilor cu pereți subțiri micșorînd durabilitatea sculelor pînă la 2-3 extrudări. De asemenea, în cazul folosirii unor lubrefianți pe bază de grăsimi în amestec cu alte componente se limitează lungimea produselor extrudate la 3-4,5 metri.

2. - săruri (săruri a căror temperatură de topire este de 250° - 300° C mai mică decît temperatura de deformare a metalelor respective (clorură de sodiu, clorură de bariu etc.). Raportat la alți lubrefianți viscozitatea sărurilor este relativ scăzută ceea ce face ca filmul de lubrefiant să se îndepărteze în timpul presării ceea ce face necesar adăugarea de diferite substanțe cum sînt : talc, bentonită, grafit. Acești lubrefianți sînt neeficienți pentru extruziunea oțelurilor.

3. - substanțe cristaline - prezintă avantajele oricărei substanțe cristaline și anume : topire integrală la temperatură fixă ; solidificarea controlabilă, recuperare după utilizare.

Un astfel de lubrefiant este basaltul calcinat utilizat la extrudarea aliajelor de vidul la temperatură $1150^{\circ}\text{C} - 1250^{\circ}\text{C}$.

4. - Lubrefianți constituiți pe bază de sticlă.

Utilizarea sticlei ca lubrefiant este de dată relativ recentă, fiind dezvoltată în anii de după cel de-al doilea război mondial, în special pentru extruziunea oțelurilor și în mod deosebit a celor inoxidabile și a aliajelor greu deformabile. Utilizarea sticlei ca lubrefiant se datorește avantajelor pe care le are în raport cu ceilalți lubrefianți prezentați :

- are o aderență mare față de metalul extrudat și de sculă, evitând astfel contactul lor direct ceea ce are ca efect realizarea unui coeficient de frecare foarte mic. Acest lucru conduce la prelungirea vieții sculelor și la posibilitatea obținerii unor produse extrudate într-o gamă mai largă decât cea realizată prin utilizarea oricărui alt lubrefiant.

- este un foarte bun izolator termic, ceea ce are ca rezultat protejarea la supraîncălzirea sculelor de lucru și a containerului și la menținerea temperaturii calupului supus deformării în limite mult mai stricte față de situația folosirii altor lubrefianți.

- capacitatea de lubrefiere a sticlei se modifică funcție de temperatură într-o măsură mult mai mică decât a oricărui lubrefiant ceea ce face să fie utilizată pentru extrudarea oțelurilor într-o gamă largă de temperaturi. De asemenea, posibilitatea modificării compoziției sale chimice relativ ușor face ca gama temperaturii de extrudare la care să poată fi folosită sticla să mărească întregul domeniu de temperaturi și de extrudare la cald cuprins între 800 și 1400°C .

- este o substanță stabilă care practic nu reacționează cu suprafața metalelor indiferent de temperatura de extrudare.

- poate fi depusă pe suprafața metalelor și a sculelor de lucru relativ ușor atât manual cât și prin mijloace mecanice.

Desigur, că sticla are și anumite dezavantaje în folosirea ei ca lubrefiant cum ar fi :

- îndepărtarea sticlei de pe suprafața produsului extrudat este mai dificilă și în consecință mai costisitoare decât este îndepărtarea altor lubrefianți.

- calitatea suprafeței produsului extrudat este mai scăzută decât cea rezultată din folosirea altor lubrefianți, datorită rugozității sale mai mari determinate de imprimările sticlei.

Așa cum s-a arătat anterior, avantajele folosirii ca lubrefiant a sticlei sînt mult mai mari decât dezavantajele și din acest motiv acest procedeu de lubrefiere, inventat de francezul Sejournet, este în plină extindere, ceea ce permite să se presupună că își va menține această poziție și în viitor.

Indicațiile pentru folosirea sticlei se bazează pe datele furnizate de firma CEFILAC.

2.4.1. Influența lubrefianților pe bază de sticlă asupra calității suprafeței produselor extrudate.

Experimentările efectuate de cercetătorul sovietic GULIKOV /16/ au arătat că asupra calității suprafeței metalului extrudat au influență următorii parametri :

- a) viteză de extrudare
- b) coeficientul de alungire
- c) temperatura de încălzire
- d) geometria sculelor de lucru
- e) calitatea suprafeței materiei prime.

În cele ce urmează se prezintă rezultatele experimentelor efectuate la extrudarea țevilor din oțeluri cu conținut scăzut de carbon (OLC 10), din oțeluri inoxidabile de tipul 18-8 și 25-20, în ecartul de temperaturi cuprins între 1140° C și 1250° C cu viteze de 200-400 m/sec. Influența asupra calității suprafeței produsului extrudat a fost determinată în funcție de rugozitatea medie, adică funcție de indicele R_a exprimat în microni.

a. Influența vitezei de extrudare

Rezultatele experimentale privind influența pe care o are viteză de extrudare asupra calității suprafeței exterioare și interioare a unei țevi inoxidabile \varnothing 108 și 5,0 mm lubrifiate cu sticlă a cărei viscozitate a variat între 100 și 110 poisei se indică în Fig. 21

Din analiza ei se constată că pe măsura creșterii vitezei de extruziune calitatea suprafeței se îmbunătățește atunci când viscozitatea sticlei nu a atins nivelul optim de 830 poizi și scade ușor atunci când viscozitatea sticlei a depășit această limită.

Explicația acestui fenomen constă în faptul că pe măsura creșterii vitezei grosimea stratului de lubrefiant scade. În cazul în care viteza este prea mare există pericolul ca grosimea stratului de lubrefiant să devină mai mică decât rugozitatea suprafețelor în contact ceea ce conduce la creșterea rugozității ca urmare a risurilor care se formează pe material.

Rezultă deci că după alegerea sticlei în viscozitatea optimă, viteza de extrudare trebuie să fie cât mai mare posibilă.

b. Influența coeficientului de alungire la extrudare.

Cercetările făcute pe eșecagi țevi au condus la următoarele concluzii :

- La sticlele cu viscozitate mică și medie între 150 și 570 poizi, creșterea coeficientului de alungire de la 5 la 23 conduce la îmbunătățirea rugozității a cărei valori au scăzut de la $R_{av} = 62$ microni la $R_{av} = 38$ microni.

În cazul în care se folosesc sticle cu viscozitate mai mare creșterea coeficientului de alungire (C_{AT}) conduce la același rezultat în cazul aplicării unor coeficienți de alungire sub 15 și prezintă o ușoară creștere când coeficientul de alungire are valori mai mari. Astfel prin folosirea sticlei cu o viscozitate de 850 poizi valorile indicelui de rugozitate R_{av} au fost de circa 45 microni în cazul în care s-a aplicat un coeficient de alungire egal cu 9, de 20 microni, când coeficientul de alungire a fost egal cu 14,5 și de 22 microni când coeficientul de alungire a fost egal cu 25.

S-a stabilit experimental că capătul anterior al țevii extrudate, are pe o lungime cuprinsă între 0,5 și 1,5 m o suprafață de circa două ori mai grosă decât restul țevii. Explicația constă în contactul mai prelungit al țevii de sticlă cu capătul anterior al coșului, ceea ce a condus la un schimb de căldură mai intens.

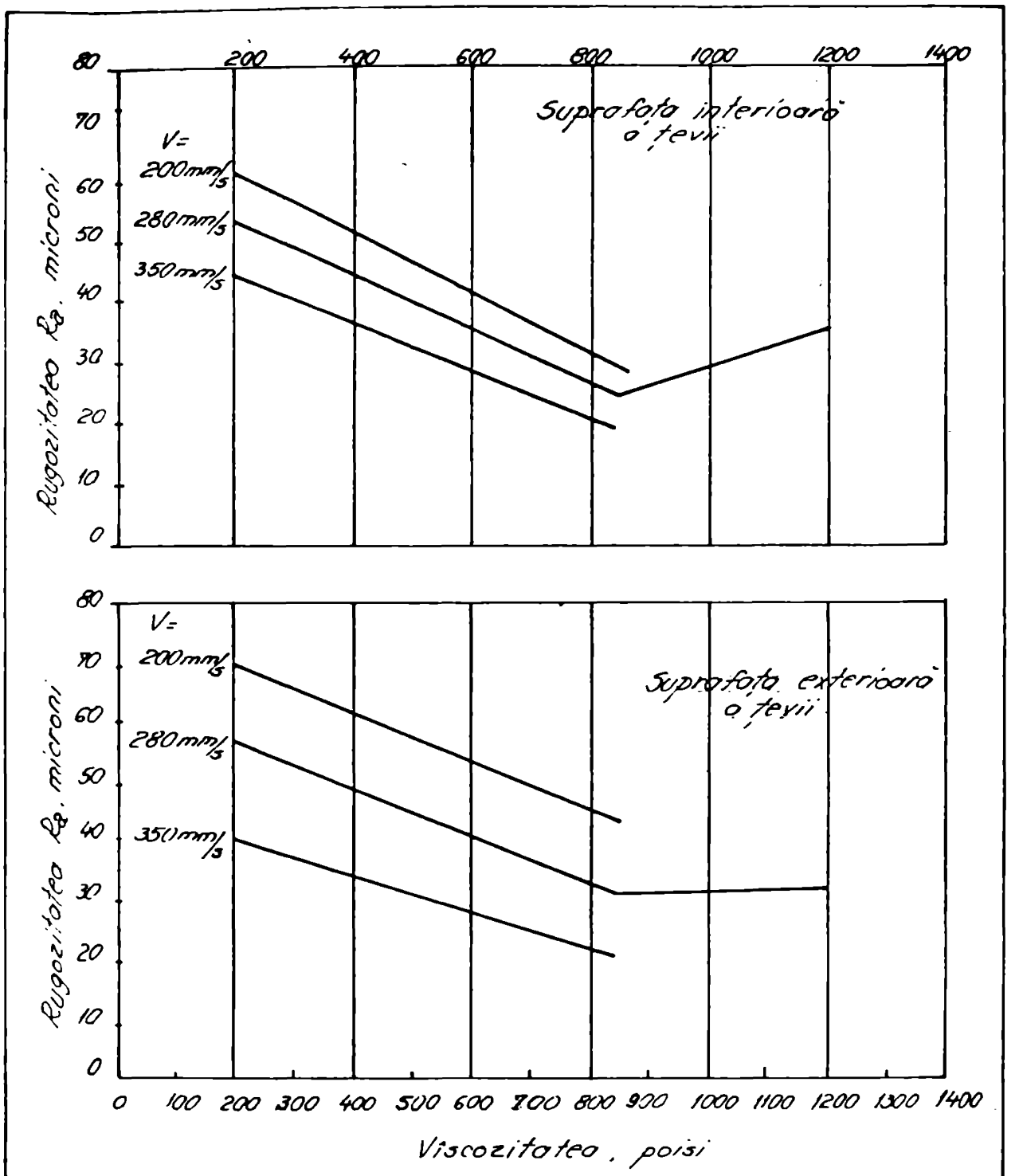


Fig. 21

VARIATIA RUGOZITATII INTERIOARE SI EXTERIOARE A UNEI TEVI INOXIDABILE EXTRUDATE CU STICLE DE DIFERITE VISCOSITATI SI CU DIFERITE VITEZE.

Așa cum este normal influența coeficientului de alungire este similară cu cea a vitezei de deformare, deoarece durata totală de extrudare rămâne practic neschimbată.

c. Influența temperaturii de încălzire.

Așa cum este cunoscut temperatura de extrudare se alege în domeniul plasticității optime a oțelului. Menționăm că limitele stricte indicate sînt de o maximă importanță deoarece devierea de la o valoare care a fost stabilită ca optimă conduce la variația viscozității sticlei ceea ce în final determină înrăutățirea calității suprafeței metalului.

Acest lucru reiese și din Fig. 22 din care rezultă că rugozitatea țevii crește din cauza modificării temperaturii de extrudare indiferent dacă viscozitatea sticlei a crescut sau a scăzut.

d. Influența geometriei matriței.

Geometria matriței și în mod special unghiul conului de lucru influențează direct condițiile de curgere ale materialului prin matriță. Important este de a găsi un asemenea profil sculelor încît acestea să favorizeze scurgerea materialului prin matrița evitînd formarea de zone inactive.

Majoritatea autorilor consideră că acest lucru poate fi realizat prin utilizarea unui semiunghi al conului de lucru de 60° . În afară de acest aspect care ține mai mult de fizica procesului de extrudare, Cox /16/ a arătat că unghiul conului de lucru influențează direct calitatea suprafeței obținute după extrudare. În general matrițele avînd semiunghiul de lucru egal cu 90° conduc la obținerea unei suprafețe cu rugozitate egală pe toată lungimea țevii. Diferența de rugozitate și anume o zonă mai rugoasă se obține la capătul anterior cînd semiunghiul conului de lucru este în jur de 45° . Deoarece forța de presare nu este înfișată sensibil de unghiul conului de lucru în scopul obținerii unei suprafețe a produsului extrudat eît mai bine se recomandă folosirea unor semiunghiuri ale conului de lucru de minim 90° .

e. Influența capătului frontal al semifabricatului

Șaiba de presare se așază pe fața frontală a calupului pregătit pentru extrudare, fiind mărginită pe cealaltă parte

de matriță. Pentru a preîntîmpina scurgera șabbei de presare la începutul presării la contactul cu suprafața interioară a matriței cu profil conic (ceea ce are consecințe negative asupra calității lubrifierii) se impun a lua măsuri pentru a realiza un contact cît mai strîns între matriță, șabbi de oțel și calup prin utilizarea unor matrițe cu semiunghiul conului de lucru cît mai mare posibil (de dorit chiar egal cu 90°). Din aceleași considerente raza de recordare a calupului se recomandă s fi 20-25 mm, iar diametrul interior al șabei de oțel să fie 10-15% mai mare decît diametrul dornului.

**f. Influența calității suprafeței semifabricatului
(calupului sau biletului)**

Rezultatele practice obținute la toate presele de extrudare /16/ au arătat că în ceea ce privește calitatea suprafeței semifabricatului, aceasta influențează direct suprafața produsului extrudat. Urmele rămase pe suprafața semifabricatului după prelucrare constituie amorse a unor zgîrîțuri și rizuri ale țevii finite.

Astfel, prelucrarea mecanică a calupului cu un grad de finisare a suprafeței corespunzător eboșării a condus la un grad de rugozitate a suprafeței (R_a) de peste 100 microni, pe cînd utilizarea unor calupuri cu prelucrare fină a redus nivelul rugozității la 15 microni.

De asemenea, utilizarea unor calupuri cu suprafață rugoasă duce la creșterea efortului de presare cu 5-10%.

Avînd în vedere că în țara noastră sînt mai mulți producători de oțel în tabelul 14 sînt date valorile viscozității gazeurilor funcție de calitatea materialului extrudat și temperatura de extrudare.

• / •

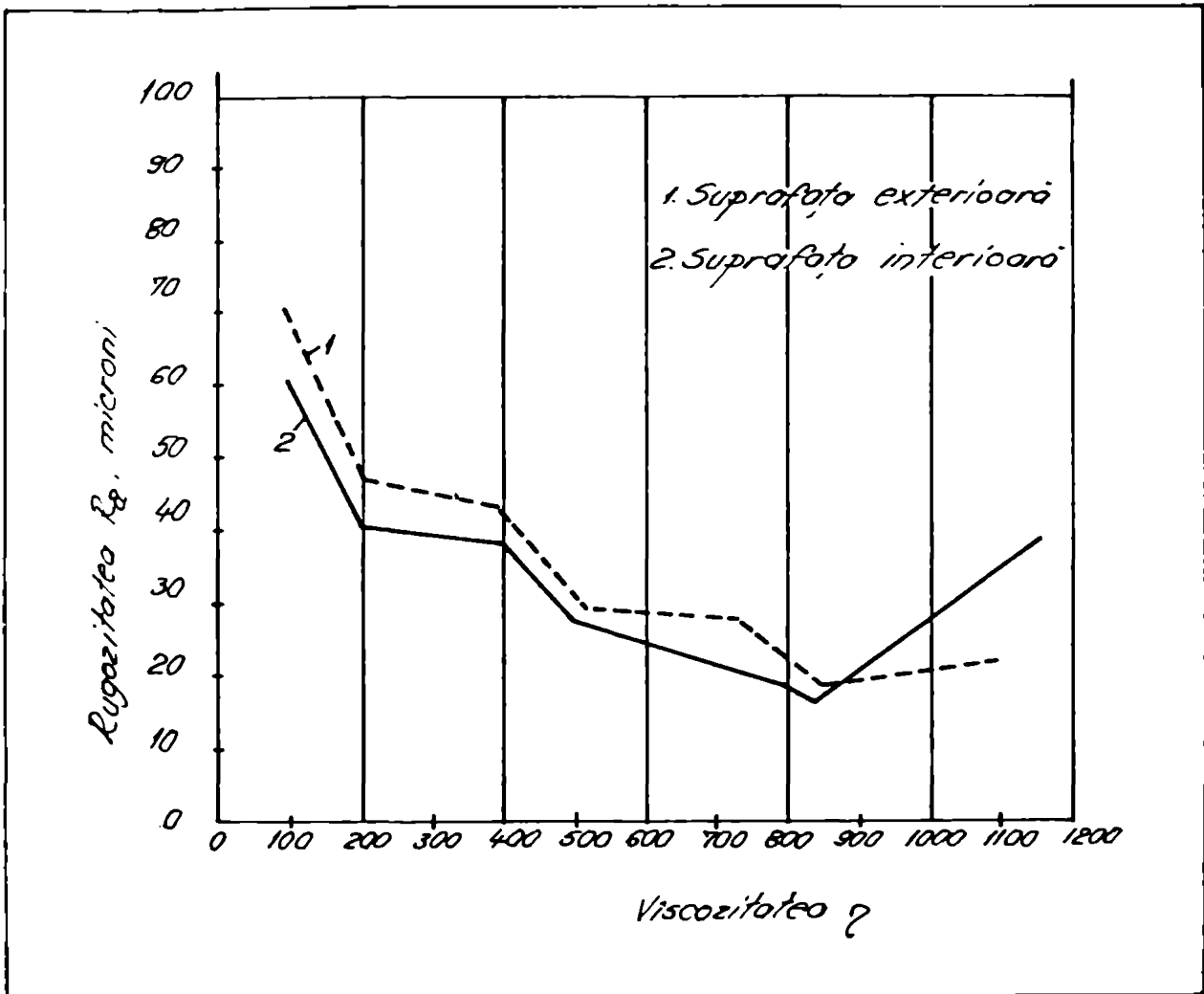


Fig. 22

VARIATIA RUGOZITATII UNEI TEVI \varnothing 108 x 5,0 MM
DIN OTEL INOXIDABIL IN FUNCTIE DE VISCOZITATEA
STICLEI.

Clasa	Marce	Tip de extrudare		Valorile v. scosibile i sticlei de sear						
		medie	maxima	arrabve i	arrabve i i	medie	max.			
Inoxidabile austenitice	304 L	1200	-1250	2,82	2,58	2,5	2,62	2,35	2,7	2,46
	316 L	1200	-1250	2,82	2,50	2,5	2,62	2,35	2,7	2,46
	317 L	1200	-1230	2,82	2,50	2,5	2,62	2,48	2,7	2,58
Inoxidabile ferritice	100130	1150	-1220	2,94	2,71	2,6	2,70	2,40	2,79	2,5
	100170	1130	-1220	2,94	2,82	2,6	2,7	2,52	2,79	2,7
	100170X									
Inoxidabile martenitice	200130	1130	-1230	2,94	2,65	2,6	2,7	2,48	2,79	2,5
	200130	1130	-1150	3,2	2,71	2,5	3,05	2,52	3,05	2,6
Otel manganic Opel cu Ni nichel	1120	-1230	2,82	2,68	2,5	2,62	2,70	2,45	2,70	2,5
	1130	-1220	2,71	2,62	2,6	2,70	2,43	2,79	2,5	
Incoaloy 800	1210	-1250	2,75	2,53	2,45	2,60	2,35	2,65	2,4	
	1140	-1150	3,15	3,1	2,32	2,75	3,0	2,95	3,0	2,95
Mimonic Westilloy	1130	-1200	2,94	2,82	2,6	2,5	2,70	2,52	2,79	2,7
	1110	-1140	3,3	3,15	3,0	2,82	3,12	3,0	3,12	3,0
Opeluri cerbale	1200	-1300	2,82	2,80	2,5	2,60	2,62	2,1	2,70	2,5
	1200	-1210	2,82	2,55	2,5	2,55	2,52	2,21	2,70	2,3
Opeluri rigide	1140	-1160	3,15	3,05	2,32	2,71	3,0	2,52	3,0	2,30
	590	-100	3,3	5,0		4,3				

• / •

2.5. TEHNOLOGIA DE EXTRUZIE

2.5.1. Procesul de extruziune la cald a țevilor din oțel și ciclul de extruziune

Extruderea la cald a țevilor din oțel se poate realiza prin două procedee.

I. Procedeu "A"

Prin acest procedeu operația de extrudare se realizează imediat după operațiunea de perforare a blocului, din același cald și același container.

Sucesiunea operațiilor tehnologice este următoarea :

1. Blocul cald destundersat mecanic sau hidraulic este introdus în containerul preseii.
2. Prepresarea blocului în containerul preseii
3. Perforarea blocului presat cu dozna de perforare al cărui diametru este egal cu diametrul interior la cald al țevii extrudate.
4. Extrudarea blocului perforat prin intermediul gaibei de presare și a poansonului de presare. Extrudarea urmează imediat după operația de perforare.
5. Netezarea rectului de presare cu gaiba de presare, schimbarea filierei, reînceperea ciclului.

Pentru extrudarea țevilor prin acest procedeu se utilizează prese mecanice verticale de maximum 1650 tf.

II. Procedeu "B"

Prin acest procedeu operația de extrudare se realizează într-o presă hidraulică, de obicei orizontală, special construită numai pentru operația de extrudare. De asemenea, presă nu se realizează operația de perforare. Sucesiunea tehnologică a operațiilor în presa de extrudare este următoarea :

1. Blocul cald (găurit în prealabil mecanic, prin perforare sau expandat la o presă verticală de perforare-expandare) lubrifiat în interior și exterior, cu sticlă este introdus în containerul preseii de extrudare împinș în container (spre filieră) prin intermediul gaibei de presare, respectiv poansonul de presare.

2. În interiorul blocului (așezat în container în poziția de extrudare) se introduce dornul de extrudare în așa fel încât vârful său să depășească cu cca. 50 mm brâul cilindrului (de calibrare) al filierei.

3. Poansonul de presare, prin intermediul gașbei de presare, presează blocul pînă cînd se umple spațiul între bloc și container și între bloc și dornul de extrudare (este operația de prepresare). În timpul acestei operații dornul de extrudare nu se deplasează.

4. Imediat după operațiunea de prepresare urmează în continuare extruderea blocului în țeavă.

Operațiunea de extrudare se realizează tot prin presarea în continuare a poansonului de presare, prin intermediul gașbei de presare, asupra blocului prepresat. În timpul procesului de extrudare, dornul de extrudare avansează odată cu poansonul de extrudare, pentru a micșora efectul forțelor de frecare între dornul de extrudare și diametrul interior al blocului, respectiv al țevii extrudate.

5. Urmează operațiunea retraterii poansonului de presare, rețesarea țostului de presare, evacuarea țevii, evacuarea restului de presare, împreună cu gașa de presare, schimbarea filierei, curățirea containerului de restul de lubrefiant și reînceperea ciclului.

Ciclul descris mai sus se referă la o presă cu un singur container. Ciclul tehnologic la o presă cu 3 containere va fi examinat separat.

Pentru exemplificare dăm caracteristicile tehnologice ale unei prese moderne de extruziune :

	PRESA WEAL UNITED	PRESA DELAG BEMR
1. Forța statică nominală	2500 tf	1. 3250 tf 2. 2925 tf 3. 2350 tf 4. 2025 tf
2. Forța dinamică nominală $(1) \times 0,9/$	2250 tf	2925 tf
3. Presiunea hidraulică maximă	315 kgf/cm ²	320 kgf/cm ²
4. Forța pentru avansul dornului de extrudare	160 tf	250 tf

5. Forța pentru retragerea dornului de extrudare	170 tf	250 tf
6. Forța pentru blocarea containerului	250 tf	360 tf
7. Forța pentru deblocarea containerului	250 tf	500 tf
8. Cursa poansonului de presare	1575 mm	2400 mm
9. Cursa dornului de extrudare	1025 mm	1200 mm
10. Cursa containerului în sensul longitudinal	500 mm	230 mm
11. Lungimea containerului	1100 mm	1200 mm
12. Lungimea blocului max.	900 mm	1000 mm
13. Lungimea blocului min.	400 mm	-
14. Container max.	300 mm	360 mm
15. Container min.	170 mm	160 mm
16. Dimensiune țevă max.	219 x 10 mm	245 x 15 mm
	(D _o = 300)	(D _o = 360)
17. Dimensiune țevă min.	42 x 4 mm	42 x 3,5 mm
	(D _o = 170)	(D _o = 160)
18. Poansonul de presare, avans, rapid max.	500 mm/sec	600 mm/sec
19. Poansonul de presare, retragere rapidă max.	500 mm/sec	600 mm/sec
20. Diametrele blocurilor ce se extrudează	160-290 mm	150-340 mm
21. Viteza de presare	- 200 mm/sec la 2000 tf DIE	300 mm/sec la 2760 tf DIE
	- 282 mm/sec la 1750 tf DIE	
	- 345 mm/sec la 1500 tf DIE	
	- 400 mm/sec la 1250 tf DIE	
	- 445 mm/sec la 1000 tf.	
22. Numărul de containere simultan în lucru	3	2

23. Durata ciclului complet de lucru	42 sec.	45 sec.
	Viteza de presare 200 mm/sec, lungimea blocului 700 mm, răcirea dornului aprox. 20 sec.	Viteza de presare 100 mm/sec, lungimea blocului 400 mm, răcirea dornului 10 sec.

Așa cum s-a prezentat mai sus, presa de la I. I. Republica este de construcție WEAR CLIPED și deci lucrează simultan cu 3 containere.

Cele 3 containere se găsesc simultan în următoarele poziții de lucru :

Poz. 1 - Extrudere

Poz. 2 - Curățirea containerului de resturi de lubrefiant.

Poz. 3 - Încălzirea containerului cu :

a) Blocul cald (pentru extrudere) - lubrefiant la interior și exterior.

b) Saiba de presare

c) Discul de sticlă pentru contactul între bloc și filieră.

Containerele sînt montate la 120° unul față de celălalt, se rotesc simultan în jurul unui ax (care este amplasat la stînga axei de extrudere) în sensul acelor de ceasornic față de sensul de extrudere.

Ciclul de extrudere în acest caz este următorul :

1. Blocul este adus de la cuptorul de încălzire (cu inducție) orizontal, sau de la celulele de reîncălzire (cu inducție) verticale este ridicat cu un elevator la masa de lubrefiere și lubrefiat în sticlă.

a) Pentru lubrefierea interioară blocul este așezat pe 2 linete, în gura blocului se introduce o lingură semicilindrică lungă umplută cu o cantitate de sticlă praf. După introducerea lingurei se rotește în jurul axei sale longitudinale, lasă cantitatea de sticlă în interiorul găurii blocului și se retrage. Blocul se rotește pe linete pentru a așeza uniform stratul de sticlă pe suprafața interioară a găurii.

b) În continuare blocul este aruncat pe o masă înclinată, de lubrefiere exterioară care este acoperit cu un strat de praf de sticlă. Prin rostogolire pe masa înclinată, blocul se

acoperă cu un strat de praf de sticlă, necesar lubrifierii (micșorează frecare între bloc și suprafața containerului).

e) După lubrifiere exterioară blocul cade într-un jgheab în fața containerului. În această poziție blocul este împins împreună cu gaiba de presare prin intermediul unui împingător în container. În momentul în care blocul a intrat complet în container din partea opusă este introdus, spre partea frontală a blocului, discul de sticlă lubrifiant care se interpune, în poziția de extrudare între blocul cald și filieră.

2. Containerul astfel încărcat (bloc, discul de sticlă, și gaiba de presare) este dus (prin rotire la 120°), în poziția de extrudare. În această poziție este blocat astfel încât axa lui să coincidă cu axa de extrudare. Blocarea containerului se face cu un zăvor și o traversă de blocare care blochează containerul cu 250 tf.

După blocarea containerului urmează avansarea rapidă (500 mm/sec) a pistonului principal împreună cu poansonul de presare până la contactul acestuia cu gaiba de presare din container. Se închide opritorul pentru a avansa rapid traversa de blocare a containerului împreună cu pistonul principal.

Urmează avansarea dornului de extrudare în poziția de extrudare (în filieră - 50 mm dincolo de brțul cilindrului al filierei).

3. Urmează operația de extrudare propriu-zisă :

- Dornul de presare avansează și presează prin intermediul gaibei de presare, asupra blocului cald cu forța de presare dată de apa de înaltă presiune corespunzătoare efortului de extrudare necesar.

Simultan cu dornul de presare avansează și dornul de extrudare, acționat de 160 tf în scopul r ducerii forței de frecare între dornul de extrudare și metalul cald.

- Cursa dornului de presare este astfel reglată încât în sfârșitul ei să rămână în container, lipsit de filieră și de gaiba de presare un "rest de presare" sub forma unui disc având o grosime dinainte stabilită (15 sau 20 mm în funcție de v_g). Când cursa dornului de presare astfel reglată s-a terminat procesul de extrudare propriu-zis se consideră realizat.

4. După extrudare urmează "decompresarea" adică se anulează toate forțele care au acționat în sensul "înainte" asupra :

- traversai de blocare a containerului care se retrage ;
- poansonul de presare ;
- dornul de extrudare.

În continuare urmează succesiv sau concomitent următoarele operații :

- retragerea completă a dornului de extrudare cu 170 tf ;
 - retragerea parțială a poansonului de presare ;
 - deschiderea opritorului pentru a permite deplasarea poansonului de presare, fără a antrena traversa de blocare ;
 - deblocarea containerului (250 tf) și retragerea lui cu țeava și gaiba de presare ;
 - ciclul complet de retezare a restului de presare (de fapt capătul de țeavă lipit de restul de presare) :
 - apropierea fierăstrăului circular ;
 - retezarea ;
 - retragerea fierăstrăului circular.
 - închiderea containerului și ejectarea țevii din filieră, în această situație împreună cu containerul avansează și dornul de presare ;
 - deschiderea (retragerea) containerului cu gaiba de presare și restul de presare ;
 - evacuarea filierei cu port filieră și suport filieră
 - închiderea containerului ;
 - poansonul de presare ejectează gaiba de presare și restul de presare din container ;
 - poansonul de presare se retrage complet permițând ansamblului celor 3 containere să se rotească în jurul axei sale.
 - urmează ciclul de schimbare a filierei ;
 - containerul se retrage în poziția de rotire ;
 - se rotește opritorul containerului și se retrage ;
 - intrare mașia cu filiera în poziția de extrudare.
- Se execută rotirea celor 3 containere :
- a) Containerul din poziția de extrudare pentru a fi curățat de resturi de lubrefiant.

b) Containerul încărcat trece în poziția de extrudare
c) Containerul care a fost curățat în timpul extruziunii și deci este curat, trece în poziția gata de încărcare.

Saiba de presare împreună cu restul de presare, este condusă pe un convertor la instalația de depresare, care separă gaiba de presare de restul de presare. După control, gaiba de presare este reintrodusă în circuitul de extrudare.

Filierea după control și curățire este de asemenea introdusă în circuitul de extrudare.

În timpul extrudării, dornul de extrudare este răcit în interior. După retragerea lui completă el este răcit la exterior. Răcirii la exterior poate să dureze oca. 25 sec.

2.5.2. Jocul între scula de extruziune și blocul ce se extrudează

Pentru obținerea unei calități superioare a țevii din oțel extrudate la cald, este necesar să se respecte anumite jocuri între :

- sculele de extrudare între ele ;
- scula de extrudare și blocul ce se extrudează.

Pentru ÎNFRUMETAREA DE ŢEVI REPUBLICA aceste jocuri sînt redată în tabelul 3. Este important în special jocul între diametrul dornului de extrudare (d_g) și diametrul interior (la cald) al blocului expandat ($d_{ps} = d_{scald}$).

Notînd cu : (conform Fig. 23).

D = diametrul exterior al bușei containerului de extrudare

D_c = diametrul exterior (cald) al blocului expandat sau găurit mecanic.

$d_{bcald} = d_{pe}$ = diametrul interior (cald) al blocului expandat sau găurit mecanic

d_g = diametrul exterior al dornului de extrudare

Rezultă :

$E = D_c - d_{bcald}$ (43) la care corespunde o excentricitate a centrelor D_c și d_{bcald}

$$e = \frac{E}{2} \quad (44)$$

Pe de altă parte avem :

$k_1 = d_{bcald} \text{ (sau } d_{pe}) - d_g$ (45) la care corespunde

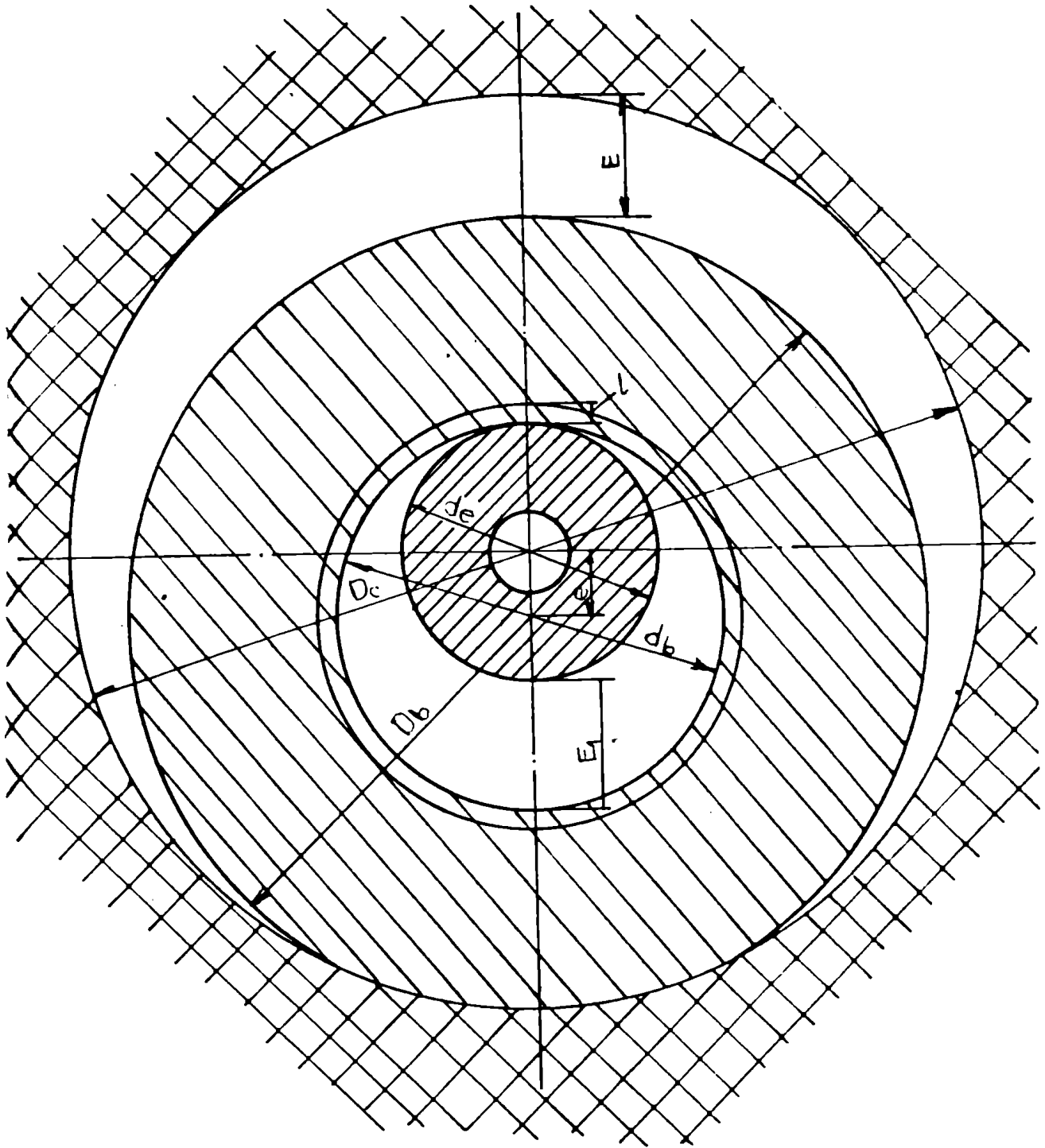
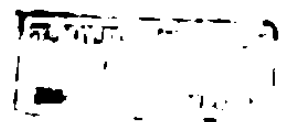


FIG. 23

JOCUL INTRE SCULA DE TEXERERE
SI BLOCUL CE SE EXPR DEAZA



aceeași excentricitate a centrelor (d_b cald și d_c).

Putem avea următoarele situații :

a) $E_1 = E$, în acest caz dornul de extrudare (d_c) este tangent la diametrul interior al blocului la cald (d_b cald) și prin deplasare se va distruge filmul de lubrefiant din interiorul blocului, ceea ce va conduce la aspect interior necorespunzător, al țevii și la scutarea din funcțiune prematură a dornului de extrudare;

b) $E_1 < E$, dornul de extrudare lovește în partea frontală a blocului producând avarie ;

c) $E_1 > E$, dornul de extrudare intră liber în diametrul interior al blocului.

Prin urmare pentru extrudarea corectă este necesar ca

$$E_1 > E.$$

Admițând un joc

$$L = 1 \pm 2 \text{ mm}$$

vom avea :

$$E_1 - E = 2 \pm 4 \text{ mm} \quad (46)$$

$$E_1 = E + (2 \pm 4) \text{ mm} \quad (47)$$

cau pentru I.T. Republica avea :

1) $D_c = 170 \text{ mm}$

$$E = D_c - D_b \text{ cald} = 170 - 164 = 6 \text{ mm pentru "A"}$$

$$E = D_c - D_b \text{ cald} = 170 - 163 = 7 \text{ mm pentru "F" și "OSA"}$$

și deci :

$$E_1 = 6 \text{ mm} + (2 \pm 4) \text{ mm} = 8 \pm 10 \text{ mm pentru "A"}$$

$$E_1 = 7 \text{ mm} + (2 \pm 4) \text{ mm} = 9 \pm 11 \text{ mm pentru "F" și "OSA"}$$

2) $D_c = 175, 205, 240 \text{ mm}$

$$E = D_c - D_b \text{ cald} = 5 \text{ mm pentru "A", "F" și "OSA"}$$

deci :

$$E_1 = 5 \text{ mm} + (2 \pm 4) \text{ mm} = 7 \pm 9 \text{ mm} = 8 \text{ mm}$$

Din relația (45) rezultă deci :

1. pentru $D_c = 170 \text{ mm}$

$$d_b \text{ cald} \geq d_c + 9 \text{ mm pentru "A"} \quad (48)$$

$$d_b \text{ cald} \geq d_c + 10 \text{ mm pentru "F" și "OSA"} \quad (49)$$

2 pentru $D_c = 175, 205, 240 \text{ mm}$

$$d_b \text{ cald} \geq d_c + 8 \text{ mm pentru "A", "F" și "OSA"} \quad (50)$$

2.5.3. Pierderi de material prin extruziune

Pierderile de metal inevitabile (degeuri tehnologice) la o țevă extrudată se compun din următoarele (Fig. 24) :

1. Restul de presare compus la rândul său din :

- gaiba de grosime care rămâne (e) în interiorul containerului lipsită de filieră și de port filieră ;

- tronsonul de țevă l_1 care face corp comun cu gaiba de grosime e și lungimea tronsonului depinde de datele constructive ale preseii.

Greutatea gaibei de grosime $e = 10$ mm se poate calcula cu formula

$$P_e = 0,5867 (D_o^2 - d_o^2) \text{ Kg/buc. pentru O.C. și O.S.A. (51)}$$

$$P_e = 0,5859 (D_o^2 - d_o^2) \text{ Kg/buc. pentru oțeluri inox (52)}$$

sustenitice

$$P_e = 0,5702 (D_o^2 - d_o^2) \text{ Kg/buc. pentru oțeluri inox (53)}$$

feritice.

În aceste formule D_o și d_o se exprimă în dm. Pentru greutatea gaibei cu grosimea e mai mare sau mai mică de 10 mm, valorile obținute cu formulele de mai sus se vor multiplica cu raportul

$$K_1 = \frac{e_{\text{nou}}}{10} \quad (54)$$

Greutatea tronsonului l_1 se calculează cu formula :

$$P_{l_1} = \frac{(D_T - S_T) \times S_T}{40,5} \times l_1 \text{ Kg/buc. pentru oțeluri carbon și (55)}$$

oțeluri slab aliate

$$P_{l_1} = \frac{(D_T - S_T) \times S_T}{39,6} \times l_1 \text{ Kg/buc. pentru oțeluri inox sustenitice (56)}$$

$$P_{l_1} = \frac{(D_T - S_T) \times S_T}{41,2} \times l_1 \text{ Kg/buc. pentru oțeluri inox feritice (57)}$$

În aceste formule D_T și S_T sînt date în mm și l_1 în mm.

2. Capătul din față al țevii l_2

Greutatea lui se calculează cu formulele

$$P_{l_2} = \frac{(D_T - S_T) \times S_T}{40,5} \times l_2 \text{ Kg/buc. pentru oțeluri carbon și oțeluri slab aliate (58)}$$

și oțeluri slab aliate

$$P_{l_2} = \frac{(D_T - S_T) \times S_T}{39,6} \times l_2 \text{ Kg/buc. pentru oțeluri inox sustenitice (59)}$$

sustenitice

$$P_{l_2} = \frac{(D_T - S_T) \times S_T}{41,2} \times l_2 \text{ Kg/buc. pentru oțeluri inox feritice (60)}$$

feritice

(60)

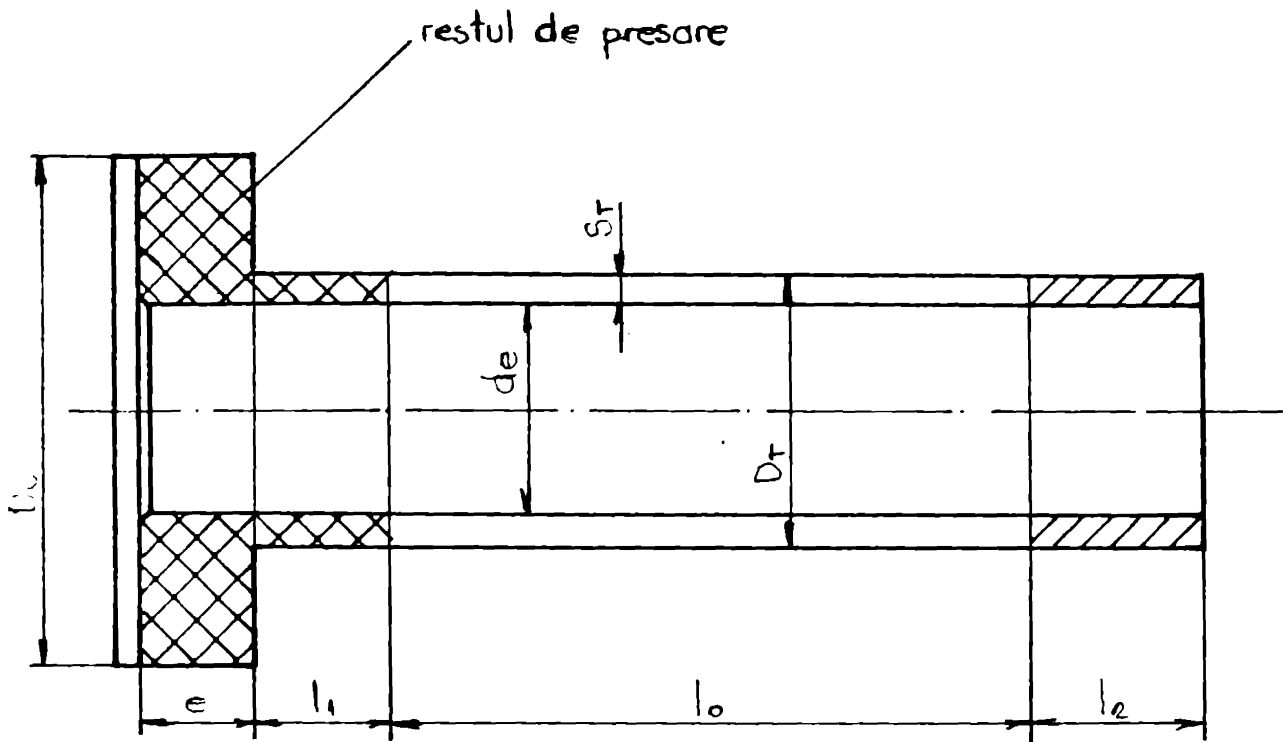


Fig. 24
PIERDERILE DE MATERIAL
LA O TEAVA EXTRUDATA

In aceste formule D_T și S_T sînt date în mm, și l_2 în m.
Deci, pierderea totală prin extrudare va fi :

$$P_{TOTAL} = P_e + P_{l_1} + P_{l_2} \quad (61)$$

Dacă notăm cu G_T greutatea țevii retezale (10) exprimată în kg/buc atunci consumul specific de metal prin extruziune va fi :

$$G_s = \frac{G_T + P_{TOTAL}}{G_T} \quad (62)$$

Pentru I.T. Republica sovietică :

$e = 15$ mm pt. $D_e = 170$ și 175 mm

$e = 30$ mm pt. $D_e = 175$ mm

$l = 145$ mm pentru toate containerele.

CAPITOLUL III

REZULTATE EXPERIMENTALE

3.1. DETERMINAREA DEFORMABILITĂȚII OTELULUI MARCA W 14435

3.1.1. Caracteristici ale oțelului marca W 14435 utilizat pentru țevă $\varnothing 57 \times 8$ mm

Oțelul W 14435 folosit pentru țevile $\varnothing 57 \times 8$ mm, este un oțel inoxidabil austenitic pentru care compoziția chimică și caracteristicile mecanice sînt date în tabelul 15, respectiv tabelul 16.

Tabelul 15

%	C	Mn	Si	P	S	Cr	Ni	Mo	Ti	Co
	0,02	1,50	0,36	0,023	0,014	16,63	14,77	2,70	urme	-

Tabelul 16

MATERIALUL	CARACTERISTICI MECANICE			DURITATEA	
	$R_{p0,2}$ N/mm ²	R_m N/mm ²	A_5 %	Z %	HB HV
W 14435 țevă $\varnothing 57 \times 8$	360	553,33	52,66	-	- 153

Intrucît caracteristicile mecanice și caracterizarea oțelului studiat are importanță în apariția fenomenului de coroziune fiurantă sub tensiune sau determinat conform NTAS valorile prezentate în tabelul 16, fiind valori medii pentru trei probe.

Din punct de vedere al compoziției chimice, al caracteristicilor mecanice și al durității, datele sînt corespunzătoare, valorile obținute încadrîndu-se în limitele impuse prin DIN 17440-72.

Puritatea în incluziuni necometalice s-a determinat în conformitate cu STAS 5949-79 rezultatele fiind prezentate în tabelul 17.

Tabelul 17

MATERIALUL	Cile mai inapure cimpuri	PUNCTAJ MAXIM PE TIPURI DE INCLUZIUNI				SURSA PUNCTAJULUI PE ACELASI CIMP
		Sulfuri B	Oxizi OL+OA	Silicați SP+SF+SN	Ni- truri NA+NT	
	a	0	1,0	1,5	0	2,5
	b	0	0,5	2,0	0	2,5
	c	0	0,5	2,5	0	3,0
Punctaj maxim pe tipuri de incluziuni		0	1,0	2,5	0	

Se apreciază că puritatea în incluziuni necometalice este corespunzătoare.

Din punct de vedere macrostructural atât probele prezente din țagile cît și cele provenite din țevi au fost corespunzătoare reprezentînd defecți care să le afecteze calitatea.

În ceea ce privește microstructura, evidențierea acesteia s-a făcut prin atac electrolitic cu acid oxalic 10% fiind constituită din grăunți de austenită cu macle (Fig. 25).

Granulația s-a determinat în conformitate cu STAS 5490-80 fiind de punctaj 5-6 (Fig.25).

3.1.2. Determinarea deformabilității oțelului maro 14435 folosit pentru realizarea țevilor 52 x 8 mm

Pentru determinarea deformabilității oțelului W 14435 din care s-au confecționat țevile s-a utilizat metoda de răsuire la cald, care spre deosebire de alte metode ca tracțiunea, refulare etc., prezintă avantajul obținerii unor grade de deformare mari fără schimbarea formei epruvetei, modificării vitezei de deformare în limite largi, deformări cu viteză de deformare riguroasă constantă, precum și avantajul înlăturării frecării exterioare. De asemenea prin acest proces se poate controla foarte



x 250

Fig. 25

MICROSTRUCTURA TRVIL DIN OTEL
MARCA W 10435

precis, efectul termic al deformației în timpul răucirii probei.

Încercările de tracțiune au fost efectuate pe mașina de răucire la cald tip SETARAM, din detarea ICEM. În timpul răucirii au fost înregistrate simultan variația momentului de torsiune $[\Gamma_{max}]$, forței axiale, numărul de răuciri (n) și temperaturi superficiale ale probei.

Încercările au fost efectuate la temperaturi de 800, 900, 1000, 1100, 1150, 1200 și 1250°C și la viteza de deformație 3 s⁻¹.

Epruvetele folosite au avut dimensiunile prezentate în fig. 26.

În timpul răucirii, capetele epruvetelor au fost fixate rigid pentru a menține constantă lungimea calibrată. Din această cauză a apărut o forță axială rezultată din compunerea forței provenite din dilatarea probei datorită încălzirii în timpul răucirii și a forței provenite din deformațiile longitudinale de la răucire. Valoarea tensiunii rezultate din această forță axială nedeșăgind 5% din tensiunea rezultată din momentul de torsiune a fost neglijată /19./

Pe baza datelor existente /19 și 20/ s-au utilizat următoarele formule de calcul:

1. Deformația la rupere

$$\varepsilon_r = \dot{\varepsilon} \frac{L_h}{V_h} = \dot{\varepsilon} t \quad (63)$$

unde:

ε_r = deformația la rupere

$\dot{\varepsilon}$ = viteza de deformație utilizată [s⁻¹]

L_h = lungimea la rupere înregistrată în diagramă [mm]

V_h = viteza hirtiei de înregistrare [mm/s]

2. Momentul de răucire

$n = N \cdot t$ unde

N = viteza unghiulară a probei rot/sec

3. Cuplul maxim de torsiune

$$\Gamma_{max} = C_n \times \chi_n \quad [Nm] \quad (64)$$

unde

$$C_n = \frac{1000 \times 0,0057}{\chi_e} S_n \quad (65)$$

•/•

- S_{π} = sensibilitatea înregistratorului
 X_e = etalonarea diagramei (133 ... 136)
 se stabilesc aprioric astfel încît să se regleze poziția hirtiei ca să intre întreaga diagramă (coeficienți ai aparatului de înregistrare)
 X_n = distanța dintre axa de zero și maxiaul diagramei corespunzătoare cuplului de deformare (se măsoară pe diagramă)

4. Tensiunea maximă de deformare

$$\sigma_{\max} = \frac{3\sqrt{3}}{2\pi r_0} \Gamma_m = 30,63 \Gamma_m \text{ [MPa} \equiv \text{N/m}^2\text{]} \quad (66)$$

unde r_0 = raza opruvetei [mm]

S-au încercat 21 de probe. Datele obținute sînt consemnate în tabelul 18, și diagramele a și b din fig. 27.

Analizînd diagramele obținute se poate trage concluzia că plasticitatea maximă și rezistența la deformare cea mai scăzută se obține la 1180°C. Deci temperatura normală optimă pentru extrudare este 1180°C.

În ceea ce privește viteza de deformare optimă aceasta se determină cu formula 23 pentru următoarele elemente:

- $DT = 57 \text{ mm}$
 $d_0 = 41,54 \text{ mm}$
 $C_{AT} = 18,45$
 în $C_{AT} = 3,1145$
 $V_p = 200 \text{ mm/s}$

$$\frac{\beta}{2} = 60^\circ$$

$$\text{Deci } v_d = \frac{3 \times 18,45 \times 200 \times 1523 \times 0,75 \times 3,1145}{185193 \times 0,53 \times \left(\frac{79,25 - 1}{78,25} \right) - 1,5 \times 0,87 \times \left(\frac{4,3 - 1}{3,3} \right) \times 0,75}$$

$$= \frac{78763883}{185,193 \times 41,47 - 3,144} = \frac{425,307}{38,326} = 5,545 \text{ s}^{-1}$$

Rezultă că viteza optimă de deformare pentru care nu se obține o creștere a rezistenței la deformare importantă este pentru această țevă de 5,545 s^{-1} .

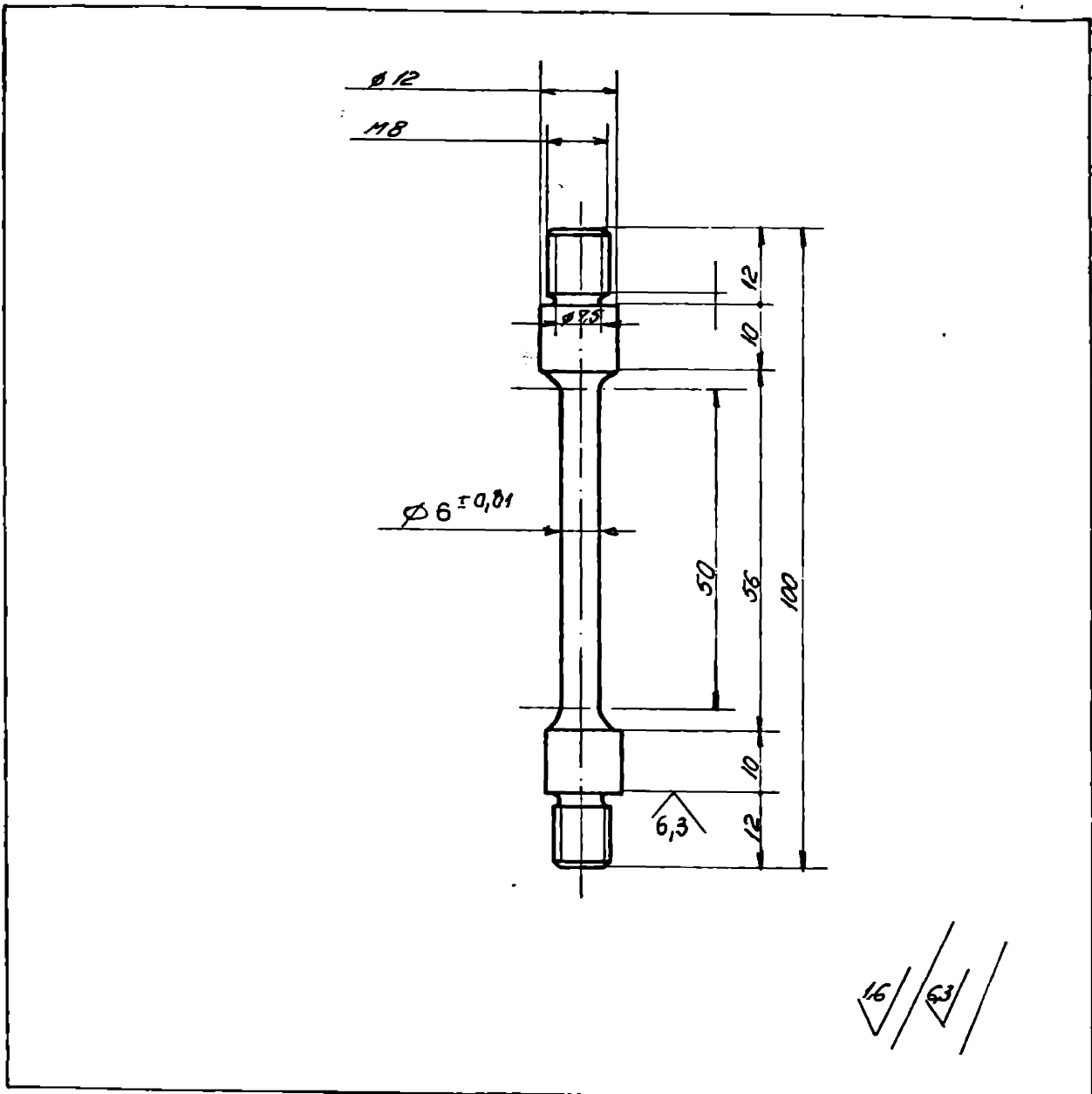


Fig. 26

EPRUVETE FOLOSITE PENTRU INCERCAREA
LA TRACTIUNE PE MASINA SETARAM

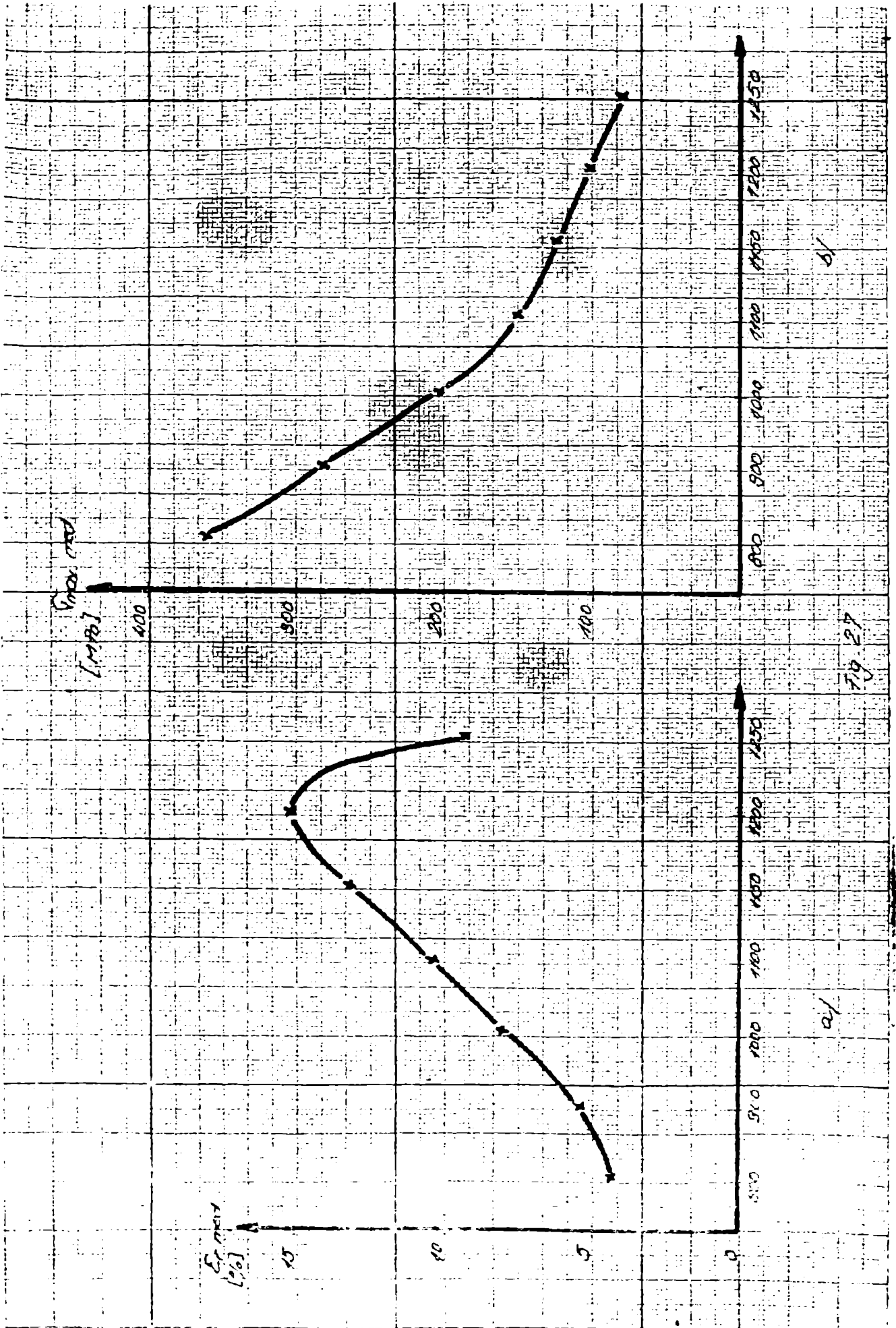


Fig. 27

21

61

Tabelul 18

Mar. cert. marcaj	Temperatura programata	Temperatura măsurată	Viteza de deformație	v_b (mm/s)	μ	l_b mm	λ	δ /m	σ (N.t)	σ	T	$T_{max.}$ (MPa)	$T_{med.}$	$T_{max.}$ mediu (MPa)
1	800	800	3	50	2	75	134	1,50	18,15	11,792	4,50	361,19	4,45	360,29
2	800	800	3	25	2	30,5	133	1,34	18,63	11,704	4,62	358,49	4,45	360,29
3	800	790	3	50	2	70,5	134	1,41	17,06	11,792	4,23	361,19		
4	900	904	3	50	2	87	106	1,74	21,05	9,328	5,22	285,72	5,38	283,02
5	900	902	3	50	2	99	105	1,38	23,96	9,240	5,34	283,02	5,38	283,02
6	900	904	3	50	2	83	104	1,66	20,09	9,152	4,98	280,32		
7	1000	997	3	50	2	134,5	77,5	2,69	32,55	6,820	3,07	208,89	8,11	204,85
8	1000	999	3	50	2	147	74	2,94	35,57	6,512	8,82	199,46		
9	1000	999	3	50	2	124	76,5	2,48	30	6,732	7,44	206,20		
10	1100	1098	3	50	2	178	59	3,56	43,00	5,192	10,68	159,03	10,34	152,29
11	1100	1102	3	50	2	165	53	3,30	39,93	4,664	9,90	142,86		
12	1100	1103	3	50	2	174	57,5	3,48	42,11	5,060	10,44	154,99		
13	1150	1150	3	50	1	245	96	4,90	59,29	4,224	11,70	129,38	13,04	127,13
14	1150	1153	3	50	1	213	93	4,26	51,55	4,092	12,78	125,34		
15	1150	1150	3	50	1	194	94	3,88	46,95	4,136	11,64	126,68		
16	1200	1200	3	50	1	253	76	5,06	61,23	3,344	11,18	102,43	15,10	103,78
17	1200	1200	3	50	1	260	76	5,20	62,92	3,344	10,60	102,43		
18	1200	1198	3	50	1	242	79	4,84	58,56	3,476	14,10	106,47		

. // .

Tabelul 18 (continuare)

6	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15
19	1250	1207	3	25	1	86,5	64	3,46	41,87	2,816	10,76	85,5			
20	1250	1250	3	25	1	82,5	63	3,26	39,45	2,772	9,78	84,51	3,26		84,46
21	1250	1209	3	25	1	63,5	61	2,54	30,73	2,684	7,62	82,21			

Valoarea reală a rezistenței la deformare în timpul extruziunii se determină ținând cont de raportul dintre viteza reală de deformare a materialului în procesul de extruziune și viteza de deformare la încercarea la torsiune în condiții de laborator.

Relația de calcul este

$$\sigma_{\xi} = C_{\xi} C_p C_u \sigma_{\xi_0} \quad (67)$$

σ_{ξ} = rezistența la deformare la viteza reală de deformare
($V_d = 5,545 s^{-1}$)

σ_{ξ_0} = rezistența la deformare stabilită în condiții de laborator la viteza ξ_0 (3 sec.⁻¹)

C_{ξ} = coeficient care ține seama de raportul vitezelor de deformare ($C_{\xi} = f(\xi/\xi_0)$)

$$C_{\xi} = \left(\frac{\xi}{\xi_0}\right)^{0,3} = \left(\frac{5,545}{3}\right)^{0,3} \approx 1,196 \quad (68)$$

C_p = coeficient care depinde de influența stării de tensiune

$$C_p = 1,7$$

C_u = coeficient care depinde de neuniformitatea materialului

$C_u \approx 1$ pentru produse simple din semifabricate laminate

$C_u \approx 1,5$ dacă se lucrează din lungime

$$C_u = 1$$

$$\sigma_{\xi} = 1,7 \cdot 1,196 \cdot 1 \cdot 10,3 = 20,94 \frac{daN}{mm^2}$$

3.2. DETERMINAREA EXPERIMENTALĂ A REZISTENȚEI LA DEFORMARE ȘI VERIFICAREA RELATIILOR MATEMATICE DE CALCUL A PORȚEI DE EXTRUZIE B

a) Instalația și EDV-urile folosite pentru experimentare.
(Fig. 28 și Fig. 29)

Determinarea experimentală a rezistenței la deformare s-a lăsat să fie efectuată deoarece există diferențe mari între rezistența la deformare stabilită prin metoda răsuoirii și corectată cu relații din literatura de specialitate și cea indicată de licența CSTILAC.

$$\sigma_t = 31 \text{ daN/mm}^2$$
$$\sigma_e = 25 \text{ daN/mm}^2$$

pentru oțelul W 14435

Pentru determinarea rezistenței la deformare s-au făcut experimentări de laborator respectind condițiile de lucru industriale:

- lubrifiere cu sticlă (disc pe filieră și suprafața laterală prin rostogolire pe o masă cu sticlă C 105)
- preîncălzirea containerului și șaba de presare
- temperatura de încălzire a materialului prelucrat (biletului)
- viteza de deformare

Pentru experimentări s-au folosit:

1. Presă hidraulică de 300 tf cu viteza peanșonului = 150 mm/sec. Presa este dotată cu aparatură de înregistrare a diagramei forță-cursă.

2. Cuptor pentru încălzire cu reglare automată a temperaturii.

3. EDV-uri pentru extrudare bare cu ϕ 14,2 mm:

- container ϕ 45 mm
- filieră ϕ 14,2 mm
- contrafilieră
- șabă presare
- poanson

Totdeauna acestea au fost executate din oțel V0485 cu HB = 420 ± 40.

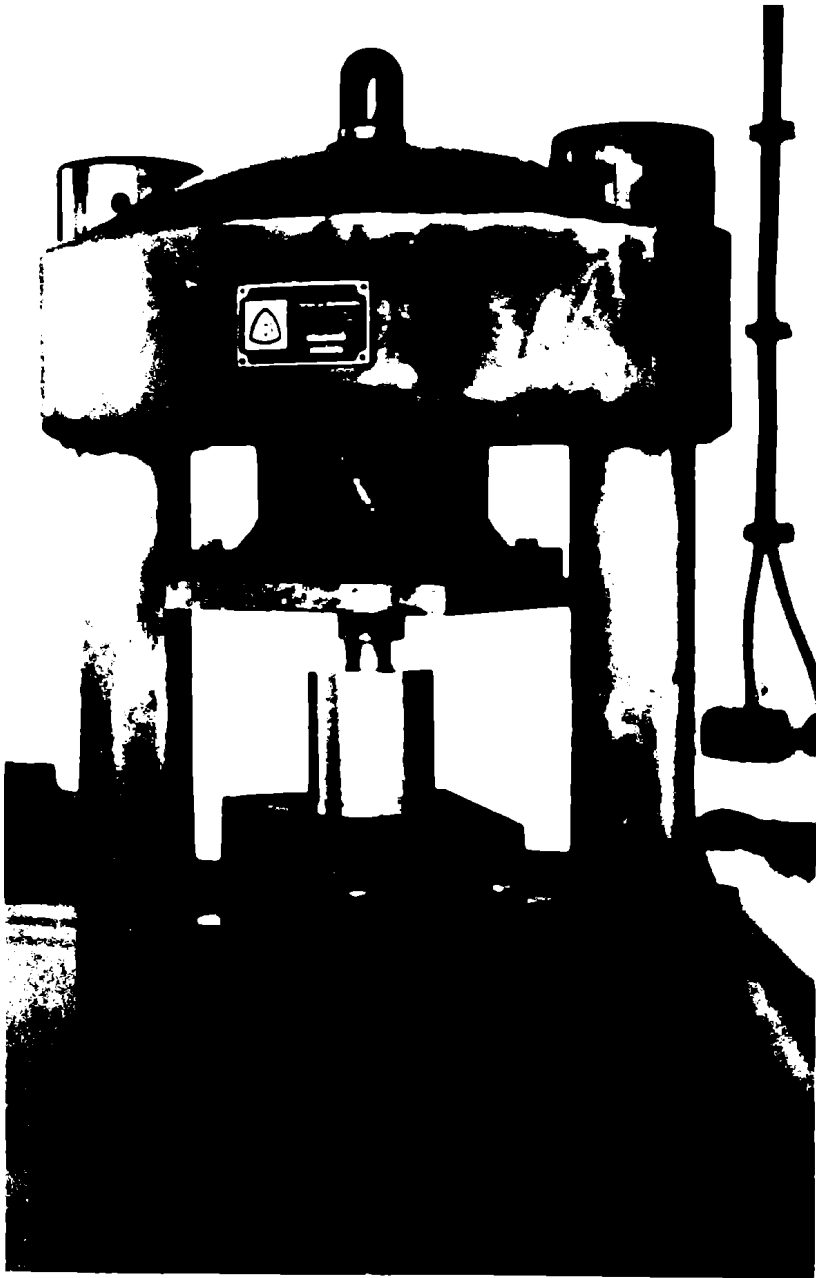


Fig. 28

PRINSA HIDRÁULICA DE 300 tf

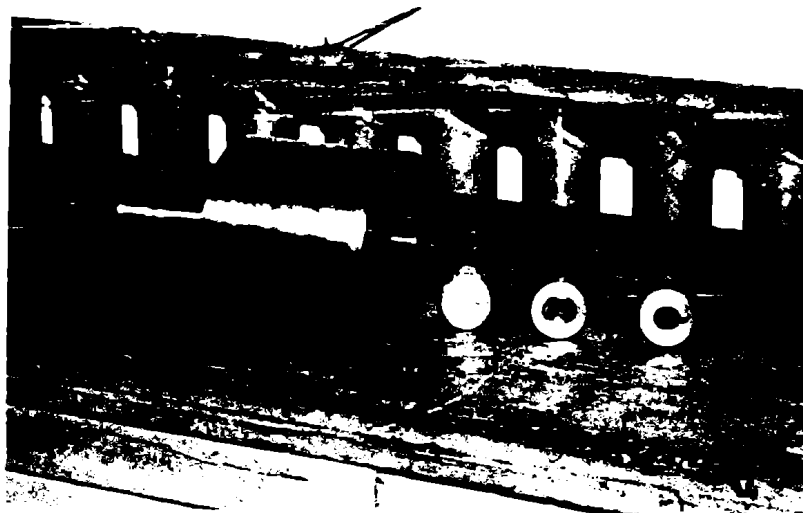


Fig. 29

EDVOURI FOLOSITE PENTRU EXPERIMENTARE

b) Scopul experimentărilor

- determinarea rezistenței la deformare pe baza forței înregistrate pentru unele clase de oțeluri cu pondere mare în programul de fabricație al I.T.Republica și Institutul de Cercetări Metalurgice București;

- verificarea relațiilor matematice de determinare a forței și indicarea celei optime în condițiile extrudării industriale în R.S.România;

- influența lungimii blocului asupra forței de extrudare.

c) Determinări experimentale

Analizând programele de fabricație pe piesele de 16 MM - ICM și 25 MM - I.T.Republica s-au stabilit următoarele mărci de oțeluri reprezentative:

1. Oțeluri inoxidabile austenitice

<u>Tip</u>	<u>Marca</u>	<u>Temperatura de extrudare °C</u>
Cr-Ni	10 NoCr 180	1180
Cr-Ni-Ti	10 TiNiCo 180	1170
Cr-Ni-Mo(Nb)	W 1.4435	1180

2. Oțeluri inoxidabile ferritice

Cr-Ti-(Al)	8 TiCr 170	1100
------------	------------	------

3. Oțeluri inoxidabile martensitice

Cr-Ni	40 Cr 130	1180
-------	-----------	------

4. Oțeluri slab aliate pentru casane

Cr-Mn-V	10 CrMnV 3	1180
---------	------------	------

d) Analiza rezultatelor

Așa cum s-a arătat în capitolul II pct.2.1.1. în literatură sînt prezentate pentru determinarea forței de extrudare două categorii de formule pentru determinarea forței de extrudare:

• care au în vedere lungimea blocului

- care nu țin cont de lungimea blocului

Diferența dintre valorile determinate experimental pentru două lungimi diferite de semifabricat în raport 1/2

Tabolul 19

MARCA OTOL	C AT	MARCA I SUFABRICAT	Diametrul BARII	NR. MARCA	P max	P max mediu
0	1	2	3	4	5	6
10 CrMoV 3	10	Ø 45 x 45	Ø 14,2	1	56640	
				2	56640	56620
				3	56620	
	10	Ø 45 x 90	Ø 14,2	1	61330	
				2	61300	61327
				3	61350	
40 Cr 130	10	Ø 46 x 45	Ø 14,2	1	67340	
				2	67280	67300
				3	67320	
	10	Ø 46 x 90	Ø 14,2	1	72920	
				2	72800	72896
				3	72890	
8 NiCr 170	10	Ø 46 x 45	Ø 14,2	1	63340	
				2	63380	63350
				3	63330	
	10	Ø 46 x 90	Ø 14,2	1	68610	
				2	68600	68606
				3	68610	
10 NiCr 180	10	Ø 45 x 45	Ø 14,2	1	74020	
				2	73980	74016
				3	74050	
	10	Ø 45 x 90	Ø 14,2	1	80120	
				2	80200	80143
				3	80110	
10 TiNi 180	10	Ø 45 x 45	Ø 14,2	1	77220	
				2	77150	77143
				3	77150	
	10	Ø 45 x 90	Ø 14,2	1	83620	
				2	83580	83603
				3	83580	

o/o

Tabelul 19 (continuare)

	1	2	3	4	5	6
W 1.4435	10	Ø 45 x 45	Ø 14,2	1	83810	83920
				2	83950	
				3	83950	
	10	Ø 45 x 90	Ø 14,2	1	90830	90850
				2	90830	
				3	90850	

de = 9% impune folosirea formulelor de calcul care au în vedere lungimea blocului. Formula pentru Pe_2 este cea în care intervenind influența unghiului și pragului filiariei acestea fiind în general aceleași pentru toate produsele. De aceea s-a renunțat la această formulă.

Tinând cont de cele de mai sus s-au comparat experimental formulele Pe_1 și Pe_3 pentru coeficientul de frecare $f = 0,02$.

FORMULA	Lb mm	10CrNi0V3	40Cr130	8TiCr170	10NiCr180	10NiNiCr180	W1.4435
Pe_1	45	14,33	17,03	16,04	18,74	19,53	21,24
	90	14,32	17,02	16,03	18,72	10,54	21,23
Pe_3	45	15,14	18,04	17,0	19,04	20,68	22,49
	90	15,43	18,39	17,31	21,06	21,97	23,08

Din analiza datelor din tabelul 20 rezultă că formula Pe_1 este cea mai corectă satisfăcându-se rezistența la deformare egală pentru lungimi de semifabricat diferite și având aceeași valoare cu cea determinată prin metoda torsionii, corectată pentru condiții industriale.

De asemenea forța calculată cu formula Pe_1 reprezintă forța maximă corespunzătoare începerii extrudării, forța care interesează tehnologul pentru stabilirea posibilităților de extrudare la o presă hidraulică.

Metoda elaborată pentru determinarea forțelor și rezistenței la deformare poate fi utilizată și la determinarea coeficientului de frecare la diferite calități de oțel și sau alți lubrefianți.

Graficele înregistrate pe presă hidraulică sînt prezentate în Fig. 30.

D. Nomograme pentru determinarea rapidă a posibilităților de extrudare la preese din țară (Presă de 1600 tf - ICSM și presă de 2500 tf - I. Teș Republica).

Pentru a veni în ajutorul efortului tehnic și al muncitorilor specialiști la stabilirea rapidă a posibilităților de realizare a barelor, țevilor și profilurilor în condiții de productivitate maximă s-a trecut la realizarea unor nomograme.

Relația utilizată la calculul și construcția nomogramelor este:

$$F = \rho \sqrt{e_1} \ln C_{AT} e^{\frac{4f \times L_p}{D_c - d_d}} \quad (69)$$

(identical cu P_{e_1}) în care:

$$\rho = \frac{\pi D_c^2}{4} \quad \text{pentru produse pline}$$

$$\rho = \frac{\pi (D_c^2 - d_d^2)}{4} \quad \text{pentru produse tubulare}$$

- $f = 0,02$

- $d_d =$ diametrul dornului

Utilizarea nomogramelor pentru ambele tipuri de produse este posibilă deoarece în cazul țevilor micșorarea secțiunii semifabricatului care se extrudează prin scderea secțiunii dornului = cu creșterea valorii lui din calculul rezultînd o eroare de max 3,5% pentru următoarea programare a țevilor pe containere, programare care stă la baza actualelor produse extrudate:

C 125 - $d_{Tmax} = 40$ mm

C 145 - $d_{Tmax} = 50$ mm

C 165 - $d_{Tmax} = 60$ mm

C 170 - $d_{Tmax} = 65$ mm

C 205 - $d_{Tmax} = 80$ mm

C 240 - $d_{Tmax} = 100$ mm

Prin utilizarea calculatorului electronic s-au determinat toate valorile necesare realizării nomogramelor (Fig. 31 și Fig. 32).

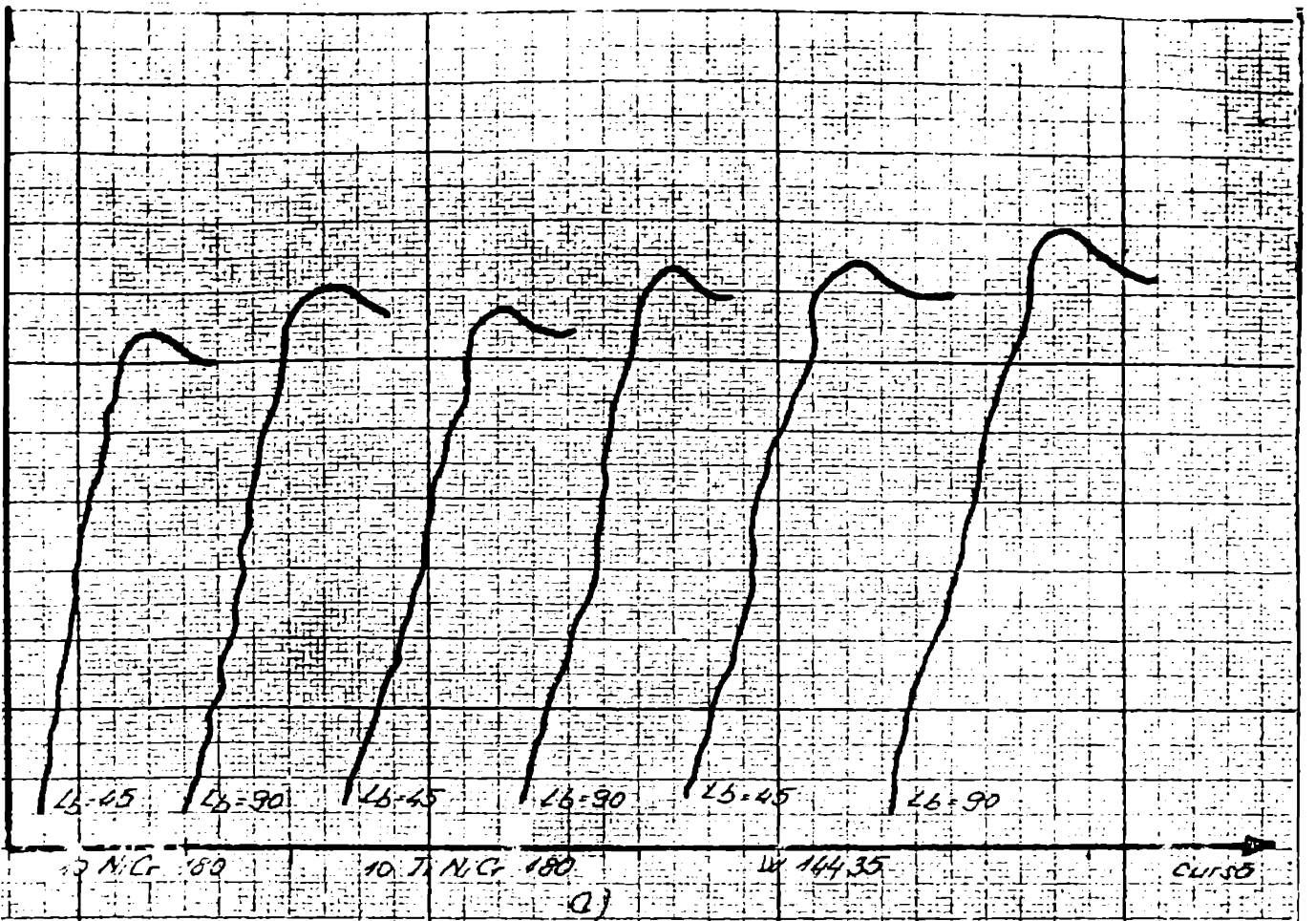
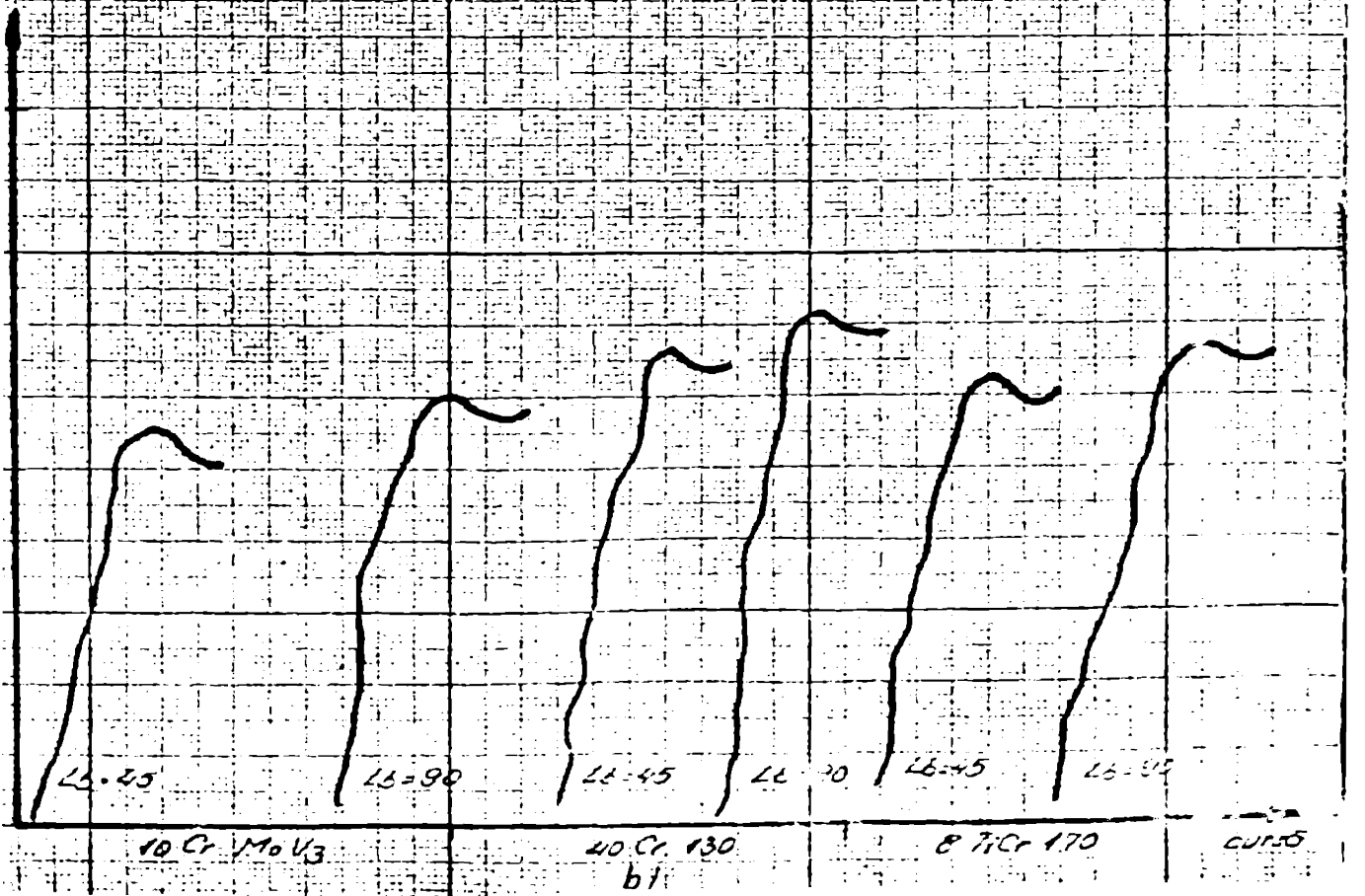


Fig 30

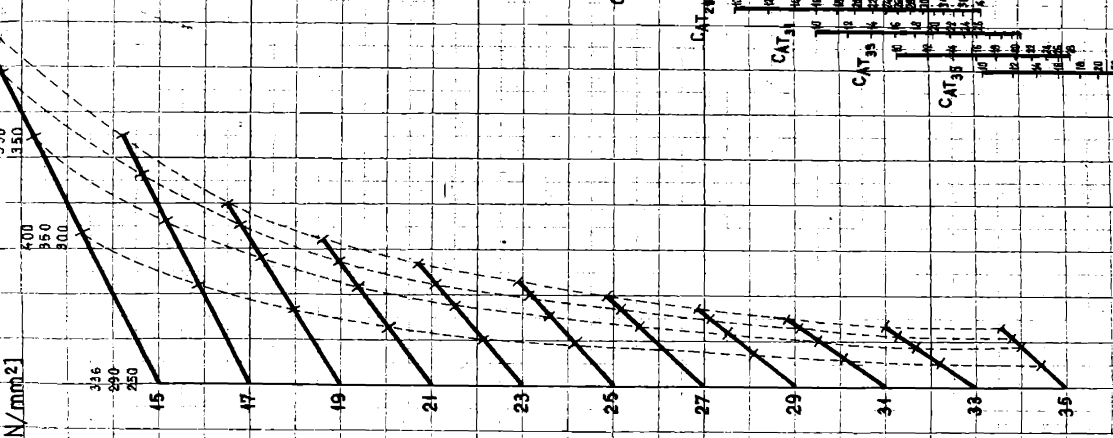


Forța necesară extrudării ($t_f = 10^{-2} \text{ MN}$)

σ_e
[da N/mm²]

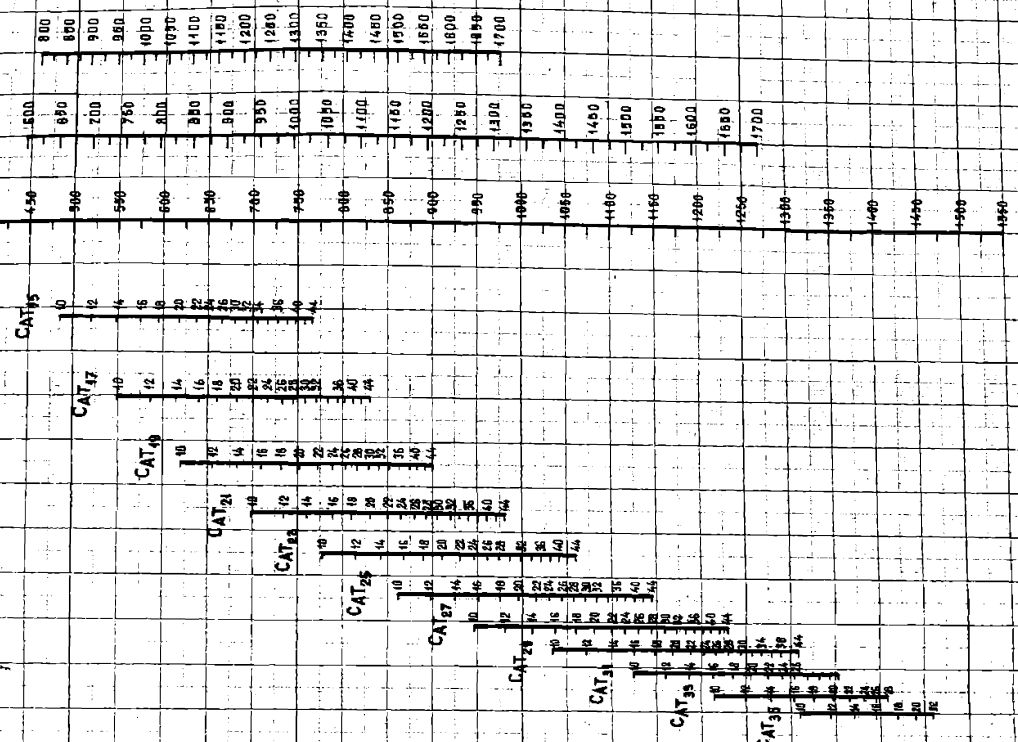
C-125 C-145 C-165
L_{mm} = 5 și 1mm, 15 și 17 mm, 18 și 19

600 Lb145
530 Lb145
460 Lb145
400 Lb145
330 Lb145
300 Lb145

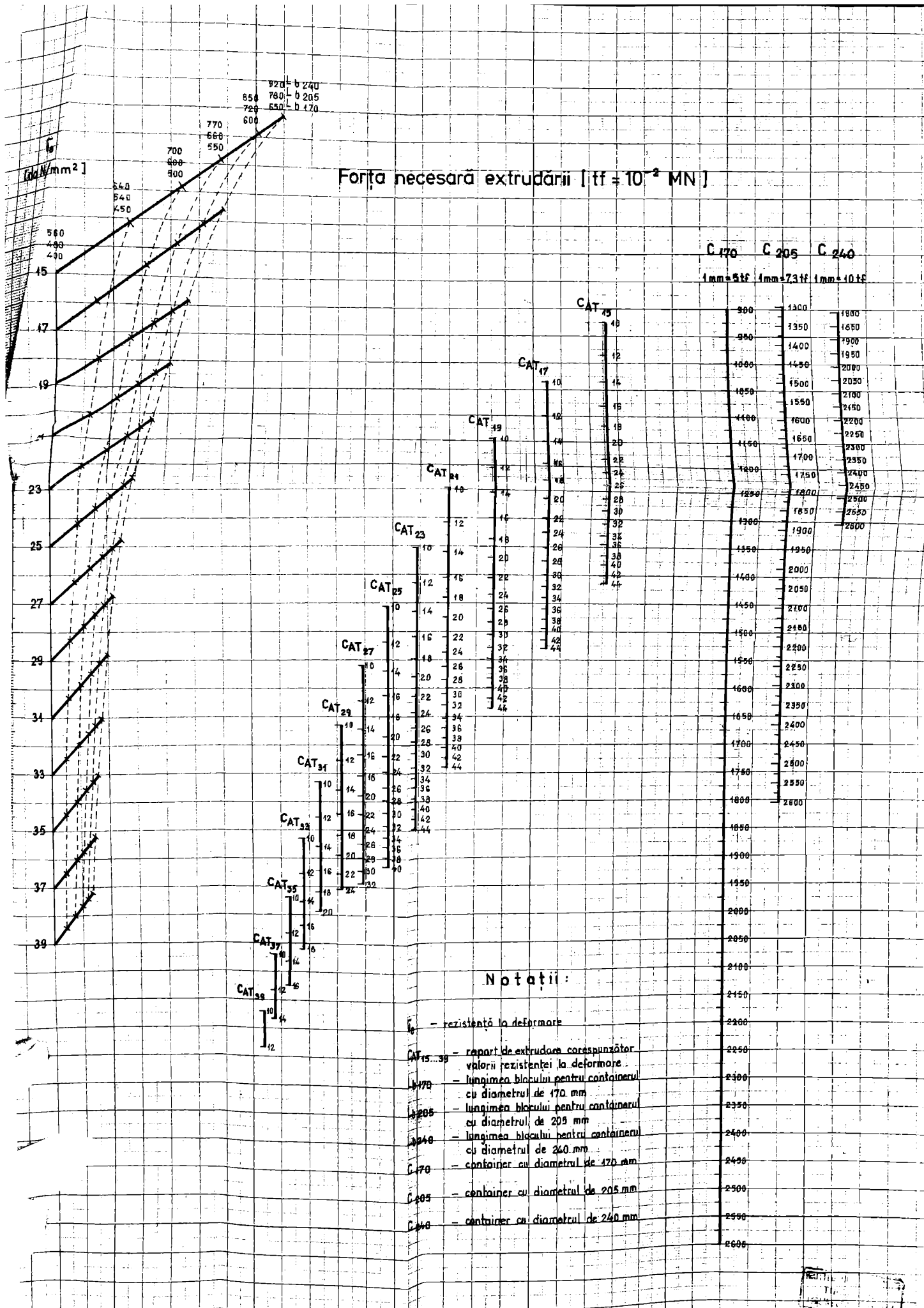


Notatii:

- σ_e - rezistența la deformare
- CAT 15 - raport de extrudare corespunzător valorii rezistenței la deformare
- b-100 - lungimea blocului pentru antrenorul cu diametrul de 125 mm
- b-145 - lungimea blocului pentru antrenorul cu diametrul de 145 mm
- b-165 - lungimea blocului pentru antrenorul cu diametrul de 165 mm
- C-125 - conținutul de diametru de 125 mm
- C-145 - conținutul de diametru de 145 mm
- C-165 - conținutul de diametru de 165 mm



Forța necesară extrudării [$t_f = 10^{-2}$ MN]



Notatii:

- t_f - rezistență la deformare
- CAT 15...39 - raport de extrudare corespunzător valorii rezistenței la deformare
- l 170 - lungimea blocului pentru containerul cu diametrul de 170 mm
- l 205 - lungimea blocului pentru containerul cu diametrul de 205 mm
- l 240 - lungimea blocului pentru containerul cu diametrul de 240 mm
- C 170 - container cu diametrul de 170 mm
- C 205 - container cu diametrul de 205 mm
- C 240 - container cu diametrul de 240 mm

Modul de utilizare al nomogramelor este următorul:

1. Se calculează raportul de extrudare C_{AT} pentru containerul dorit

$$C_{AT} = \frac{S_0}{S_p} \quad (70)$$

S_0 - secțiunea containerului

S_p - secțiunea produsului extrudat

2. Se stabilește rezistența la deformare (σ_e) utilizând valorile obținute experimental, valori veri foarte să producă pe presă de extrudare de 1600 tF - ICEM (dotată cu aparatură de citire a forței pentru produse extrudate din oțelurile W 1.4300, W 1.4306, W 1.4541, W 1.4571, W 1.4435, 40 Cr 130, 20 Cr 130, 8 TiCr 170, Cr 20 Al 5. Generalizând rezultă:

Tabolul 21

OTEL	TIP	daN/mm ²	Temperatura extrudare
inox-austenitic	Cr-Ni	18,8-19	1180 - 1200
	Cr-Ni-Ti	19,5-20	1170 - 1190
	Cr-Ni-Mo-(Nb)	21,2-21,5	1180 - 1200
inox - martensitic	C-Cr	17	1180 - 1200
inox-fertic	Cr-Ti-(Al)	16	1100 - 1130
slab aliate pentru casane	Cr-Mo-V	14,5-15,0	1180 - 1200

Pentru materialele metalice care nu se încadrează în această clasificare se determină rezistența de deformare prin metoda torsionii corectată conform relației (67)

$$\sigma_e = C_e C_p C_v \sigma_{e0} \quad (67)$$

Determinarea forței pentru valorile rezistenței la deformare pe care nu le cuprinde nomograma se determină funcție de forța stabilită pentru o valoare apropiată din nomogramă astfel:

$$F_{\sigma_e} = F_{\sigma_{e0}} \cdot \frac{16}{15} \quad (71)$$

3. Determinarea forțelor de pornire

Cunoscând containerul, \sqrt{e} și C_{AT} utilizând o riglă (linie dreaptă) se procedează astfel:

A. CONTAINERE 0 125 și 0 170

- Se caută coliniar punctele corespunzătoare lui $lb_{0125 \max}$ respectiv $lb_{0170 \max}$ și C_{AT} , valcarea forței fiind dată de al treilea punct coliniar la intersecția cu dreapta forțelor pentru aceste containere. (se începe cu $lb \max$ pentru o productivitate maximă a preselor pentru aceste containere). Dacă forțele găsite depășesc posibilitățile preselor pentru aceste containere se utilizează punctele pentru lb la valori mai mici. Dacă și în acest caz forțele sînt mari rezultă că produsul nu se poate realiza pe aceste containere, urmînd să se modifice tehnologia pe containere mai mici sau modificînd dimensiunile produsului pentru un C_{AT} mai mic.

B. CONTAINERE 0 145, 0 165, 0 205, 0 240

- Inițial se procedează ca la pct. A pentru determinarea celui de al treilea punct coliniar, punct de la care pe orizontală la intersecția cu dreptele corespunzătoare forțelor pentru aceste containere se găsesc valorile forțelor căutate. Dacă valorile nu convin se procedează ca la pct. 1.

**3.3. STABILIREA PARAMETRIILOR TEHNologici DE S TAZIUNE
CONTINUTUL TEVIILOR DIN OTEL MARIU N 1.4435 CU DIMEN-
SIUNILE $\varnothing 52 \times 8$ mm**

3.3.1. Fluxul de fabricație al țevilor din oțel inoxidabil

Fluxul de fabricație cuprinde următoarele elemente:

- introducerea în hale de fabricație a materiei prime care a fost controlată calitativ cu un vagonet transbordor de 15 tf;

- cîntărirea materiei prime, operație care se realizează cu o basculă semiautomată pot de 20 tf;

- după cîntărire țagălele sînt descărcate de pe vagonet cu ajutorul podului rulant și depuse în loji de depozitare sau pe patul instalației de control;

- se face controlul rectilinității mecanizat pe o instalație care efectuează destrivuirea pachetelor de țagle, verificarea și marcarea abaterilor la rectilinitate și transportul țagălelor, funcție de abaterile constatate spre celelalte utilaje ale fluxului tehnologic;

- îndreptarea (dacă sînt deformații ale țagălei) în scopul reducerii săgeții țagălelor și a reduce consumul de materie primă (în special la operația de cojire). Se face pe o presă de tip PIRAM 400 și se reduce săgeata maximă a țagălelor de la 5 mm/m pînă la 2 mm/m;

- safrenarea se face la un capăt al țagălei în vederea introducerii facile în mașina de cojit;

- cojirea țagălelor - prin cojire se realizează o rugositate a țagălelor de max $Ra = 2\mu$ ($Rz = 10\mu$). Aceasta se realizează pe o mașină completă cu două capete de strunjit (labogare și finisare) și un cap pentru aplatizarea urmelor strunjirii. Țagălele obținute prin forjare sînt cojite pe două strungari normale tip SNA 630 x 3000. Lungimea maximă a țagălelor în acest caz este 3 m;

- după cojire țagălele sînt luate cu podul rulant și aşezate pe patul de control în vederea examinării suprafeței. Defecatele superficiale sînt remediate cu ajutorul polisoarelor portative. Toleranțele la diametru al țagălelor cojite trebuie să fie

de la h 11, iar abaterea la circularitate după cojire de max 0,015 mm;

- debitarea blocurilor funcție de lungimea pe care trebuie să o aibă țevile, țagilele trebuie debitate în lungimi cuprinse între 400 și cea 900 mm. Operația de debitare se realizează pe ferăstraie circulare tip FC 710 și FCA 710. Toleranțele admise la debitare sînt:

- a) abaterea de la perpendicularitate mai mică de 1° , fără a depăși 0,2 mm între extremitățile unui diametru;
- b) abaterea admisă la lungimea de debitare este de $\pm 0,2$ mm.

Dacă la controlul în flux al țagilelor retezate se găsesc defecte superficiale acestea trebuie imediat remediate. Remedierea se face pe strunguri SVA 630 x 2000.

- găurirea mecanică a biletelor se execută în funcție de cerințele procesului tehnologic la diametrele:

- a) \varnothing 20 mm dacă diametrul interior după expandare va fi mai mic de \varnothing 100 mm;
- b) \varnothing 30 mm dacă diametrul interior de expandare va fi mai mare de \varnothing 100 mm.

Dacă diametrul interior al biletului ce intră în containerul preseii de extruziune trebuie să fie mai mic de 46 mm. Acest diametru se obține numai prin prelucrare la rece. Găurirea se realizează pe mașini de tip M 03-2-1000 și o mașină de tip M 03-2-1500 produse de firma GILDRMEISTER-KNOLL din RFG.

- sanfrenare sub formă de con - se execută pentru a obține geometria biletului cerută de tehnologie pe trei mașini tip SPD 25/90 produse de firma WIRTH.

Forma și dimensiunile conului și sanfrenului sînt:

Sanfren și rasă - a. pentru bilete extrudate fără expandare prealabilă:

$R = 20$ mm dacă $D \leq 200$ mm

$R = 25$ mm dacă $D > 200$ mm

$d = 40$ sau 46 mm

$r = 5$ mm

*/

b. pentru bilete extrudate după operația de expandare

R = 20 mm dacă D < 200 mm

R = 25 mm dacă D > 200 mm

Tabelul 22

ozn	d mm	b mm	h mm	OBSERVAȚII
	30	50	35,5	ρ int. bilet după expandare 100 mm
	30	60	35,5	ρ int. bilet după expandare 100 mm

- încălzirea biletelor. Încălzirea biletelor în vederea expandării și extrudării se realizează în două etape și anume:

a) o primă încălzire, preliminară, într-un cuptor cu vatră rotativă, pînă la temperatura de 950°C;

b) o a doua încălzire, finală, rapidă în cuptoare cu inducție, metalul fiind adus la temperatura de extrudare (1200-1250°C).

Cuptorul are un spațiu activ ce se întinde pe o suprafață care cuprinde 335° din circumferința vetrei și o zonă nereproductivă cuprinsind un unghi de 25° între axele mașinilor de încărcat - descărcat și care servește pentru curățirea și răcirea vetrei.

Zona activă este împărțită în 4 zone de încălzire:

- I - zona de preîncălzire I (cuprinde 180°, 8 arzătoare)
- II - zona de preîncălzire II (cuprinde 65°, 9 arzătoare)
- III - zona de încălzire (50°, 8 arzătoare)
- IV - zona de egalizare și descărcare (40°, 7 arzătoare)

Durata totală de încălzire se repartizează pe zone astfel:

- preîncălzire la 700°C 77% din timp total
- încălzire la 950°C 15% din timp total
- egalizare la 950°C 8% din timp total

/e

Încălzirea finală în vederea expandării se realizează într-un cuptor cu inducție orizontal. Uniformizarea temperaturii în bilet se realizează într-o cameră de egalizare a cărei instalație electrică de încălzire constă din 12 elemente de încălzire din carbură de siliciu împărțite în 3 grupe de câte 4 elemente. Cele 4 elemente sunt conectate în paralel și cele 3 grupe sunt conectate în triunghiul formând un circuit trifazat echilibrat.

Încărcarea blocurilor se face cu un sistem de împingător hidraulic.

Dezincarea din camera de egalizare se realizează de către un dispozitiv cu brațe articulate. Biletele extrase din cuptor sunt preluate de un cârucior transportor. Urmează în flux o destunderizare efectuată cu apă la 210 at, o lubrefiere exterioară și operația de expandare. După expandare biletul se destunderizează și apoi după lubrefierea interioară, exterioară și frontală este extrudat.

- Expandarea și extrudarea. Blocurile expandate sunt reîncălzite în cuptorul de inducție cu celule verticale în scopul compensării pierderii de temperatură rezultate în urma transportului și diferitelor manipulări care au avut loc în timpul expandării. Se transportă blocul expandat spre presa de extrudare. Înainte de a ajunge în containerul presei de extrudare, blocul trece printr-un destunderizator hidraulic, unde se face îndepărtarea tunderului cu apă sub presiune de 210 kgf/cm² și apoi, apa cum s-a mai arătat se lubrefiază interior, frontal și exterior.

Extrudarea blocului în țeavă se face conform ciclului de extrudare (Cap.II pot. 2.5).

- Prelucrarea țevilor după extrudare

După extrudare țevile din oțel inoxidabil austenitic sunt răcite rapidă într-un bacin de apă rece și apoi sunt dirijate la mașina de îndreptat preliminar cu ϕ 42 - ϕ 90 mm. După îndreptare se rotează țevile la lungimea prescrisă, fiind apoi dirijate spre patul de răcire și colectate într-un colector.

Din colector țevile sunt preluate pe podul rulant (în pachete) și introduse în baie de săruri și apoi în atelierul de decupare.

După decupare urmează în ordine ajustarea țevilor, îndreptarea preliminară, îndreptarea finală, controlul dimensional și vizual, retezarea capetelor, sunfrenarea capetelor, controlul nedestructiv, pasivizarea, maroarea, ambalarea, citirea și livrarea produselor.

3.3.2. Tehnologia de fabricație pentru țeava $\varnothing 57 \times 8$ mm din oțel marca W 1.4435

Datele initiale

Coefficientul de dilatare liniară la temperatura de extrudare pentru oțel austenitic 1,02425.

Dimensiune țeavă:

$$D_T = 57 \text{ mm}$$

$$S_T = 8 \text{ mm}$$

$$d_T = 41 \text{ mm}$$

Pentru extrudare trebuie îndeplinită condiția

$$\frac{D_T}{S_T} \leq 20$$

deci

$$\frac{D_T}{S_T} = \frac{57}{8} = 7,125 < 20 = D \text{ extrudabil}$$

- greutatea unitară la rece a țevii

$$G_T = \frac{(D_T - S_T) \times S_T}{39,6} = \frac{(57-8) \times 8}{39,6} = 9,89 \text{ kg/m}$$

- lungimea țevii, pe patul de răcire se stabilește în funcție de posibilitățile containerului, forța dinamică necesară obținerii dimensiunii, lungimea jghebului de ieșire din presă. Pentru instalația de la I.T.Republica lungimea țevilor practic obținabile se încadrează între:

$$L_{Tmax} = 18 \text{ m și } L_{Tmax} = 3,0 \text{ m}$$

În faza inițială tehnologiei de extrudare pentru oțelurile austenitice se recomandă $L_{Tmax} = 15$ m, mărime ce va fi utilizată în calcul pentru cazul propus.

/o

- greutatea țevii extrudate pe patul de rulare va fi:

$$G_T = L_T \times g_T = 15 \text{ m} \times 9,89 \text{ kg/m} = 148,35 \text{ kg}$$

- conform tabelului 8 containerul recomandat este 175 mm;

- coeficientul de alungire la presa de extrudare

$$\begin{aligned} \sigma_{AT} &= \frac{D_0^2 - d_T^2}{D_T^2 - d_T^2} = \frac{175^2 - 41^2}{57^2 - 41^2} = \frac{26225 - 1681}{3249 - 1681} = \\ &= \frac{24544}{1568} = 15,65 \end{aligned}$$

- diametrul exterior al șabei de presare

$$D_B = 0,998 \times D_C = 0,998 \times 175 = 174,7 \text{ mm}$$

$$D_C - D_B = 0,3 \text{ mm}$$

Valoarea este valabilă pentru suprafața interioară curată a containerului și constituie valoarea maximă pentru D_B . Se poate face ajustare în minus (dacă este necesar) în funcție de timpul de contact între șaba de presare și blocul cald.

La determinarea diametrului interior al șabei de presare este necesar să se respecte relația:

$$(d_B - d_{e1}) - (D_C - D_B) \geq 0,1 \text{ mm}$$

(Firma GEFILAC recomandă pentru $d_{e1} \leq 60 \text{ mm}$ $d_B = d_{e1} + 0,2 \text{ mm}$ și pentru $d_{e1} > 60 \text{ mm}$ $d_B = d_{e1} + 0,4 \text{ mm}$)

pentru a evita răsucirea cornului de către șaba de presare și pentru a evita ca șaba de presare să corespundă unei singure dimensiuni de corn).

pentru $D_C = 175 \text{ mm}$

$$d_B = d_e + 0,4 \text{ mm}$$

$$d_{e1} = d_e = 1,0 \div 6,3 \text{ mm}$$

Lungimea șabei de presare este pentru toate dimensiunile de container 90 mm.

- Diametrul exterior al șabonului de presare va fi din relația

$$D_B - D_p = 4 \text{ mm}$$

$$D_p = 175 - 4 = 171 \text{ mm}$$

✓.

La determinarea diametrului interior al domului de presare d_p se ține seama de faptul că acesta trebuie să fie mai mare decât diametrul portdomului (d_{pd}) adică:

$$d_p = d_{pd} + (2 \div 4) \text{ mm}$$

Pentru $D_C = 175 \text{ mm}$ $d_{pd} = 77 \text{ mm}$ și

$$d_p = 77 + 3 = 80 \text{ mm}$$

- Suprafața secțiunii transversale minime a poansonului se calculează cu relația:

$$F_p = \frac{\pi}{4} (D_p^2 - d_p^2) = \frac{\pi}{4} (175^2 - 80^2) = 17939 \text{ mm}^2$$

Presiunea specifică maximă pe poansonul livrat de firma KEAN UNITED nu trebuie să depășească 120 kgf/mm^2 (pentru materialul din care este confecționat poansonul livrat) și deci se vor limita posibilitățile de extrudare pentru containerul de 175 mm .

$$P_{\text{max}} = 17939 \text{ mm}^2 \times 120 \text{ kgf/mm}^2 \times 10^{-3} = 2153 \text{ tf}$$

Prin folosirea altui material care să reziste la o presiune specifică de $139,4 \text{ kgf/mm}^2$ ($\frac{2500000}{17939000}$) se poate utiliza presa la efortul static maxim la care se poate rugla. Determinarea materialului necesar se face conform Cap. 2 pct. 2212

Presiunea specifică din interiorul containerului se calculează cu formula

$$P_g = \nabla \cdot \text{lu } C_{AT} = 21 \times \text{lu } 18,45 = 21 \times 3,1145 = 65,40 \text{ kgf/mm}^2$$

Efortul de extrudare la decaraj va fi conform formulei

$$P_{e1} = \frac{\pi}{4} (175^2 - 41^2) \times 21,22 \times \text{lu } 18,45 \times 1,317 =$$

$$= 1977641,9 \text{ kgf} = 1978 \text{ tf}$$

Valoarea presiunii în regia stabilizat va fi:

$$P_{\text{stabilizat}} = 1582 \text{ tf}$$

Diametrul de calibrare al filierei conform formulei (41) și cu A din diagrama din Fig. 20

$$D_f = 57 + 1,3 = 58,3 \text{ mm}$$

./.

Diametrul părții de lucru al cornului de extrudare se determină cu formula

$$d_0 = 58,3 - 2(8 + 0,38) = 58,3 - 16,76 = 41,54$$

$$d_{01} - d_0 = 2,27 \text{ conform indicațiilor firmei CAFILAC}$$

deci

$$d_0 = 43,81 \text{ mm}$$

Greutatea șabiei de presare se determină cu formula (54) și (52) pentru $e = 15 \text{ mm}$

$$P_0 = 0,5859 \times 1,5 \times (1,73^2 - 0,454^2) = \\ = 0,87805 (30625 - 1725,57) \times 10^{-4} = 2,54 \text{ kg/buc}$$

În afară restului ^{de} presare se mai calculează următoarele șutaje tehnologice:

a) capătul țevii care rămâne cu restul de presare (l_1) în urma răsării la cald cu ferăstrăul montat pe presă. Lungimea acestuia depinde de construcția preseii. Pentru I.T.Republica este de cea 145 mm și are greutatea

$$P_{11} = 0,145 \text{ m} \times gr = 0,145 \times 9,89 = 1,434 \text{ kg/buc.}$$

b) Șutajul din capătul din față al țevii extrudate (l_2) se întindează la 200 mm pentru o pregătire îngrijită a bilștului și o lubrefiere corectă.

$$P_{02} = 0,200 \text{ m} \times gr = 0,200 \times 9,89 = 1,978 \text{ kg/buc}$$

Pierderea totală la presa de extrudare va fi:

$$P_{\text{Total}} = P_0 + P_{01} + P_{02} = 2,54 + 1,434 + 1,978 = 5,952 \text{ kg/buc.}$$

- Lungimea maximă a blocului, expandat sau găurit mecanic ce se poate introduce în containerul $D_C = 175 \text{ mm}$ este (conform tehnologiei) $L_B \text{ max} = 700 \text{ mm}$.

Diametrul la cald al blocului ce se expandează este pentru containerul $D_C = 175 \text{ mm}$; D_b cald expandat = 170 mm. Diametrul containerului de expandare va fi $D_{C_0} = 170/171, 1 \text{ mm}$. Containerul de expandare este ușor conic 1 mm/ 100 mm, lungime pentru favorizarea ejectării.

Diametrele la cald a găurilor blocurilor expandate se iau egale cu a copurilor de expandare.

$$d_b \text{ cald} = d_{pe} \text{ (diametrul dopului de expandare)}$$

Pentru ca domul de expandare să nu răsuie sticla (lubrefican-
tul) de pe suprafața interioară a găurii, sau pentru a nu lovi
partea frontală a blocului, este necesar ca:

$$d_{b \text{ cald}} = d_{pe} = d_0 + (p \cdot 10) \text{ mm, deci}$$

$$d_{b \text{ cald}} = 41,54 + (9 \cdot 10 \text{ mm}) = 51 \text{ mm}$$

Valoarea diametrului găurii mecanicii la rece trebuie
astfel ales d_m încît $\frac{d_{pe}}{d_m} \leq 5$. Deci adoptîndu-se $d_m = 20$

rezultă:

$$\frac{51}{20} = 2,55 < 5$$

Coeficientul de expandare în presa de expandare

$$C_{exp} = \frac{D_{Co}^2 - d_m^2}{D_{Co}^2 - d_{b \text{ cald}}^2} = \frac{170^2 - 20,5^2}{170^2 - 51^2} = \frac{28479,5}{26299} = 1,082$$

Pentru ca expandarea să fie eficientă $C_{exp \text{ min}} = 1,003$
ceea ce înseamnă ca blocul expandat să umple containerul de
expandare.

- Lungimea blocului expandat se determină ținînd cont
de greutatea țevii precum și de respectarea raportului

$$\frac{L_{B \text{ exp}}}{d_{pe}} \leq 10 \Rightarrow L_{B \text{ exp}} \leq 10 \cdot d_{pe}$$

deci

$$L_{B \text{ exp}} = 10 \cdot 51 = 510 \text{ mm}$$

Valoarea $L_{B \text{ exp}}$ nu depășește L_{max} ce poate fi introdus
în containerul $D_{Co} = 175$ mm pentru care $L_{B \text{ max}} = 700$ mm.

Conform indicațiilor firmei CHELLAC se adoptă pentru
această dimensiune de țevă $L_B = 584$ mm. La lungimea aceasta
se mai adaugă 2 10 mm pentru usinarea feței frontale, rotun-
jirea muchiilor (2 - 4 mm) și debitare. Deci se adoptă
 $L_B = 600$ mm.

Lubrefierea

1. Pentru lubrefierea suprafeței exterioare a blocului se va folosi EMAL C 1e5, care este o sticlă cu punct scăzut de presiune. Se prezintă sub formă de pulbere, mărimea grăunțelului fiind 0,074 mm (max 0,3).

Viscozitatea de 1000 poises se atinge la 820°C .

Compoziția chimică:

Al_2O_3	= 2%
Na_2O	= 15%
SiO_2	= 34%
CaO	= 7%
B_2O_3	= 36%
MgO	= 9%

Lubrefierea se face prin rostogolirea bilețului pe masa de lubrefiere.

2. Lubrefierea filierei se face prin discul de sticlă. Sticla recomandată este sticla de geam comercială. Se prezintă sub formă de pulbere având granulația de 0,147 - 0,633 mm.

Viscozitatea de 1000 poises se atinge la temperatura de 1100 - 1250°C (funcție de compoziția chimică).

Pentru formarea discului se utilizează un astfel format din

- sticlă geam: 37%
- silicat de sodiu: 2%
- apă 1%

Dimensiunile pentru discurile de sticlă sînt date în Fig.53.

3. Lubrefierea dornului de extrudare lubrefierea alezajului se folosește tot sticla de geam comercială. Sticla se introduce în interiorul găurii cu ajutorul unei linguri semicilindrice. Diametrul lingurii se determină cu relația:

$$d = 0,57 \times d_e \times C_{Ag} = 0,57 \times 41,54 \times 18,45 = 440,77 \text{ mm} \approx 441 \text{ mm}$$

4. Lubrefierea dopului de expandare se asigură astfel:

✓.

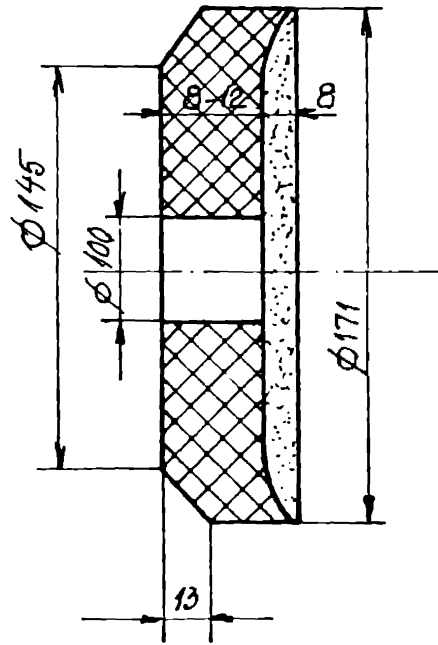


Fig. 33
DISC DE STICLA

- Se astupă cu un tampon de fibră sau țesătură de sticlă gaura pilot (găurită la rece) în bilet.

- Se plasează biletul în containerul preseii de expansiune și se varsă peste țesătura de sticlă cea 75 cm³ pudră de sticlă de geam.

3.4. CONDIȚIILE DE CALITATE PE CARE TREBUIE SĂ LE ÎNDEPLINEASCĂ PRODUSUL FINIT

Procedurile pentru verificarea calității țevilor finite 57 x 8 mm, din oțel marca W 1.4435.

Pentru controlul calității țevilor s-au efectuat următoarele verificări și încercări:

- verificarea aspectului
- verificarea dimensiunilor și rectilității
- verificarea compoziției chimice
- încercarea la presiune hidrolică
- încercarea la tracțiune
- încercarea la aplatizare
- încercarea la erozare
- încercarea la duritate
- încercarea la coroziune intercrystalină
- controlul defectoscopic nedestructiv
- verificarea conținutului de ferită
- încercarea la coroziune fisurantă sub tensiune

Verificarea calității se face pe loturi de 100 buc. de țevă provenite din aceeași șarfă și supuse aceleiași tratament termic (în cazul prezentat: tratament de panere în soluție). Fraționările de lot până la 50 buc. se adaugă la lot, iar cele peste 50 bucăți constituie un lot separat.

3.4.1. Verificarea aspectului

Fiecare țevă va fi examinată la exterior și interior cu ochiul liber. Țevile necorespunzătoare se resping. Pot apărea o serie de defecte cum ar fi:

a) -ondulări (increțiri) Fig. 34 . Ţeava extrudată prezintă increțiri transversale alăturate de-a lungul unei generatoare. Aceste increțiri au aceeași formă și la interior și la exterior, în așa fel încât grosimea peretelui rămâne constantă de-a lungul unei generatoare. De obicei iau naștere la o anumită distanță de capătul țevii, se accentuează și apoi se atenuază spre sfârșitul țevii. Defectul rezultă dintr-o perforare excentrică a țeglei. Raportul de extruziune este mai mare în

partea subțire decît în cea groasă, astfel că există un exces de lungime în pereții subțire extrudați. Se evită acest defect asigurînd o perforare bine centrată a țaglei ceea ce se obține:

- utilizînd procedeul de expansiune pentru a obține diametre interioare mici, însă depășind 50 mm;

- perforînd direct țagla plină, însă limitînd lungimea sa după perforare la circa 7 ori diametrul interior de obținut.

b) - solzul de pește - Fig. 35. Suprafața exterioară a produsului extrudat prezintă serii de ondulații distanțate regulat și care pot acoperi toată suprafața produsului. Acest defect apare în mod deosebit la oțelurile inoxidabile. Ondulațiile provin din agrieturile de strunjire prea mari pe suprafața prelucrată a țaglei. Distanțarea între ondulații este egală cu produsul distanțării agrieturilor de strunjire cu raportul de extruziune. Pentru a preveni apariția acestor defecte suprafața laterală a țaglei trebuie să fie prelucrată cu grijă. Prelucrarea trebuie făcută cu sculă care să nu aibă un grad avansat de uzură. Strunjirea poate fi înlocuită printr-o șlefuire a țaglei.

c) crăpături - Fig. 36. Crăpăturile apar ca discontinuități repartizate neregulat cu lățime variabilă și cu adîncime mică care apar pe suprafața interioară sau exterioară a țevii. Defectul se datorează prezentei simultane a celor două faze austenitică și feritică. Austenita are o rezistență mai mare la deformare decît ferita. Dacă conținutul de ferită este între anumite limite, suprafețele de separare a fazelor sînt sensibile alunecărilor care pot produce crăpături sau amorfe de crăpături. Pentru prevenirea apariției unui asemenea defect se admite un conținut maxim de ferită de max 5%. Pentru un conținut mai mare de ferită se recomandă să se extrudese:

- cu un raport de extruziune mic
- la o temperatură cit se poate de scădută
- cit se poate de repede
- într-un container preîncălzit la 350°C.

d) incluziuni. Datorită incluziunilor pot apare fisuri pe suprafața țevelor de formă incluziunilor, cu lungime variabilă, mai mult sau mai puțin sinuoase și ușor înclinate pe generatoare Fig. 44. Defectul se evită printr-un control riguros al țagelilor introduse în fabricație.

e) fisuri perforante - Fig. 37. Acest defect apare intr-un punct carcare al suprafeței interne a produsului. Se caracterizează printr-o serie de fisuri transversale urmate fiecare de o sonă aspră, care se reproduc în general în lanț de-a lungul unei generatoare. Se poate ca fisura să traverseze grosimea produsului și să ajungă la exterior. Defectul provine din diferența de deformabilitate între austenită și ferită. Se atenuează acest defect prelucrând metalul la cald, însă la o temperatură moderată pentru a afina structura sa înainte de extruziune.

f) fisuri de supraîncălzire - Fig. 38. Suprafața produsului extrudat prezintă fisuri adânci, fie fisuri transversale repartizate regulat de-a lungul produsului. Folosirea unei temperaturi prea ridicate (mai mare decât temperatura optimă) poate determina apariția defectului. Creșterea suplimentară a temperaturii datorită extruziunii produce un început de topire a metalului. Pentru remediere se limitează temperatura maximă atinsă de produsul extrudat:

- micșorând temperatura de încălzire a țaglei
- reducând raportul de extruziune
- încetinind viteză de extruziune

g) ondulări (arderii) - Fig. 39. Tevile extrudate după încălzire prin inducție prezintă spre mijlocul lor o deschidere a peretelui pe toată grosimea lor de-a lungul unei generatoare. Bazele deschiderii prezintă ondulări transversale care intersectează o parte mai mică sau mai mare din circumferență. Aceste ondulări se continuă reducându-se progresiv pe direcția de la restul de presare anterior la cel posterior peste regiunea deschisă. Defectul rezultă dintr-o perforare excentrică a țaglei urmată de o încălzire prin inducție. Pe de o parte încălzirea aduce partea subțire a țaglei la o temperatură mai ridicată decât partea sa groasă. Pe de altă parte raportul de extruziune și deci presiunea de deformare sînt mai ridicate pentru această parte subțire. Rezultă în procesul de extruziune o mai mare creștere a temperaturii, îmbinarea celor două fenomene de generatoare de grosime mai mică un exces de lungime și o aduce la o temperatură prea ridicată pentru ca metalul să-și păstreze coeziunea. Acest defect este o agravare a defectului de la punctul a. Evitarea apariției lui se presupune:

- o bună centrare a preseii de perforare și a sculelor ;
- utilizarea expandării după găurire pentru a realiza diametre interioare mici dar depășind 50 mm;
- la perforarea directă cu diametre mari o limitare a lungimii țeglei prelucrate de 7 ori diametrul interior ales.

h) Fisuri deschise la restul posterior de presare
Fig.40. - Rezultă dintr-o curgere neregulată a metalului care constituie peretele intern al unei țevi care poate merge până la perforarea peretelui țevii. Apare în apropierea restului posterior de presare și cel mai adesea pe o singură parte. Este mai frecvent când restul de presare este subțire. La sfârșitul extruziunii, metalul alunecă radial de-a lungul țigbei de presare și se scurge de-a lungul cornului. Întrucât lipsește izolarea termică are loc o răcire locală și se creează un unghi mort de metal la baza cornului.

Această curgere prost lubrefiată este și o cauză a usurii părții posterioare a cornului de extruziune.

Defectul se poate evita ușurând curgerea metalului la baza cornului și prin izolarea lui termică. În acest scop:

- se păstrează o rasă de circa 10 mm în spatele așezării țeglei. Raza se obține printr-o parte adăvătată;
- se așează un manșon de țesătură de sticlă între fața posterioară a țeglei și țigba de împingere.

i) urme de scule - Fig. 41. Defectul se caracterizează prin liniile longitudinale continue de la un capăt la celălalt al produsului. Se datorază fie folosirii unei filiere usate fie a unei filiere cu lipitură de sticlă sau oxid pe deschidere. Remedierea se face înlocuind scula.

j) pitting - Fig. 42. Defectul poate apărea pe suprafața interioară sau exterioară a produsului extruzat. Se prezintă sub formă unor cavități mici cu un cap de ac de câmilă precedat de o zgîrțitură scurtă a cărui lungime este cuprinsă între cîțiva mm și cîțiva centimetri. Pudra de sticlă are corpuri străine nefesibile ca de exemplu: grăunți de nisip, particule de refractare. În cursul extruzării aceste corpuri străine sînt antrenate de sticla viscoasă și trec prin filieră. Avînd dimensiune mai mare decît grosimea peliculei de sticlă, se așează

in metal formind o cavitate mică după ce a săpat o ură mai mult sau mai puțin lungă. Acest defect se evită prin fabricarea, depozitarea și manevrarea discurilor de sticlă la adăpost de aer după ce sticlele care se folosesc pentru confecționarea lor a fost controlată.

k) lipituri - Fig. 43 . Se caracterizează printr-un defect în scobitură care începe printr-o ușoară acoperire și este urmată de o ură longitudinală cu lungime limitată, care scade spre restul de precare. Se datorează unei aderențe locale a metalului pe peretele containerului sau al filierei ca urmare a unei ruperi a peliculei de lubrefiant datorită

- unei lubrifieri insuficiente
- un joc prea mic între țagă și container care duce la o răsucire a sticlei la încărcare
- din prezența particulelor de metal lipite de container.

Sticla trebuie să aibe viscozitatea dorită la temperatura de utilizare și să fie utilizată în cantitate suficientă. Jocul țagă-container (diferența diametrelor) măsurat la rece trebuie să fie între 3-5% din diametrul containerului. La rindul lui containerul trebuie să fie foarte bine curățat înainte de fiecare acționare.

l) cruste perforate - Fig. 45. Restul anterior al produselor extrudate are o suprafață aspră și neregulată care poate avea goluri sau linii ce se prelungesc destul de departe, apoi se reduce spre partea posterioară.

În cazul produselor găurite cu peretele subțire (cca 3 mm grosime), golurile pot fi înlocuite prin perforări. Aceste defecte provin dintr-un exces de sticlă la începutul extruziunii. Sticla care este surplus este evacuată în primii metri sub formă fie de pudră, fie de blocuri mari care iau locul metalului.

Pentru remediere se procedează cu exactitate sticla destinată la început de extruziune:

- aglomerind lubrefiantul filierei sub forma unui disc
- păstrind în disc o gaură centrală care are un diametru ce depășește cu cca 25 mm pe cel al filierei;
- trasind secțiunea axială a discului pentru ca față sa posterioară să aibă o întindere de 14% față de față anterioară, ceea ce-i dă o grosime minimă în axa extruziunii.

a) ocălări la restul posterior de presare - Fig.46. Pe circa 50 cm. metru în spatele țevii generatoare interioară a suprafeței exterioare are ocălări transversale, mai mult sau mai puțin vizibile. Defectul apare ca urmare a introducerii unui surplus de sticlă în alezajul țeglei înainte de extruziune. În timpul încercării dornul împinge acest surplus de sticlă în față; se scurge apoi și se acumulează între disc și țegle la partea inferioară a acesteia. La sfârșit de extruziune, după restul de presare este subțire, această grămadă de sticlă este evacuată sub influența presiunii ridicate trecând prin filieră în locul metalului. Se evită defectul prin folosirea la lubrifierea alezajului a unei grăutăți de sticlă de cea 10 gr/cm² de suprafață laterală de dorn.

b) pitting datorită sticlei - Fig.47 și Fig.48. Suprafața exterioară a țevii prezintă uneori cicpuri și cavități umplute cu o sticlă foarte aderentă. Causa o constituie faptul că produsul foarte cald a fost menținut, după extruziune, în contact cu păru de sticlă sau praf dar care au aderat la metal și l-au atacat. Repuneră se poate fi separată de produsul extrudat decât prin folosirea ciocanului sau a polisurului. Dacă produsele extrudate au trecut la mașina ce îndreptă imediat după deapare, corpurile dure se încastrează în metal accentuând defectul. Se evită acest defect curățând bine masle de ieșire și răcitoarele.

c) pereți dubli - acoperire , Fig. 49. Defectul se constată pe una sau mai multe generatoare ale țevii printr-o umplere de metal având aspectul unei cicatrice sau unei cusături groșiere. Se poate prelungea pe toată lungimea unei generatoare. Se produce ca urmare a unei suprapunerii ce se formează pe suprafața metalului în momentul trecerii sale prin filieră. Suprapuneră se poate proveni:

- din presarea inițială asimetrică a unei țegle a cărei față anterioară nu este perpendiculară pe axă;
- dintr-o neomogenitate de rezistență la deformare datorită unei încălziri sau a unei răcirii neomogene;
- dintr-un joc prea mare între țegle și container;
- dintr-o proastă lubrifiere a containerului.

Pentru remediere trebuie asigurată omogenitatea de temperatură a țeglele. Inclinarea feței anterioare a țeglei față

de secțiunea sa dreaptă nu trebuie să depășească 2%. Jocul țagă-container măsurat la rece trebuie să fie între 3-5% din diametrul containerului.

3.4.2. Verificarea dimensiunilor și rectilității

Fiecare țevă va fi examinată cu aparate specifice de măsurat diametrul exterior, grosimea de perete și rectilitatea. Tevile care nu se încadrează în următoarele limite:

- la diametru exterior $\pm 0,15$ mm; $- 0,12$ mm;
- la grosimea de perete $\pm 10\%$ s ($\pm 0,13$ mm);
- la lungime ± 8 mm;
- săgeata maximă admisă 1,5 mm/ ml iar pe toată lungimea 5 mm; se resping.

3.4.3. Verificarea compoziției chimice

Din fiecare țevă din lot se va determina procentul de molibden. Tevile necorespunzătoare se resping. Analiza chimică completă se face pe o probă lăută dintr-o țevă din lot, în conformitate cu STAS 2015-73 și a standardelor de analiză chimică în vigoare. Dacă rezultatele nu se încadrează în valorile indicate în tabelul 23, țeava din care s-a prelevat proba se elimină, iar verificarea se repetă pe un număr dublu de probe din alte două țevi.

Dacă și în acest caz rezultatele sînt necorespunzătoare lotul se respinge.

Tabelul 23

ELEMENTE	COMPOZIȚIA CHIMICĂ PE PROBĂ ÎN STĂTUL LICHID	ABATERI DE LA COMPOZIȚIA CHIMICĂ PE PRODUSUL FINIT
C	max. 0,03	+0,005
Si	max. 1,00	+0,05
Mn	max. 2,00	+0,01
Cr	16,5 - 18,5	$\pm 0,2$
Ni	12,5 - 15,0	$\pm 0,15$
Mo	2,5 - 3,0	$\pm 0,1$
S	max 0,03	+ 0,005
P	max 0,015	+ 0,01

-121-



FIG. 34
ONLULARI

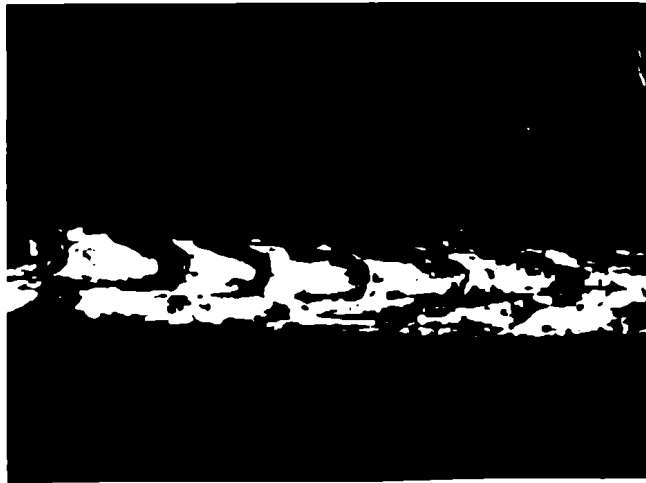
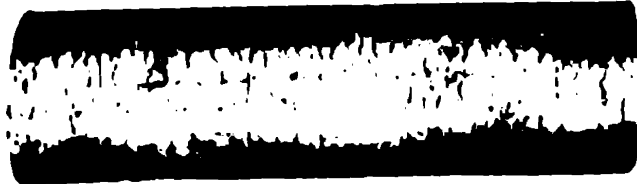
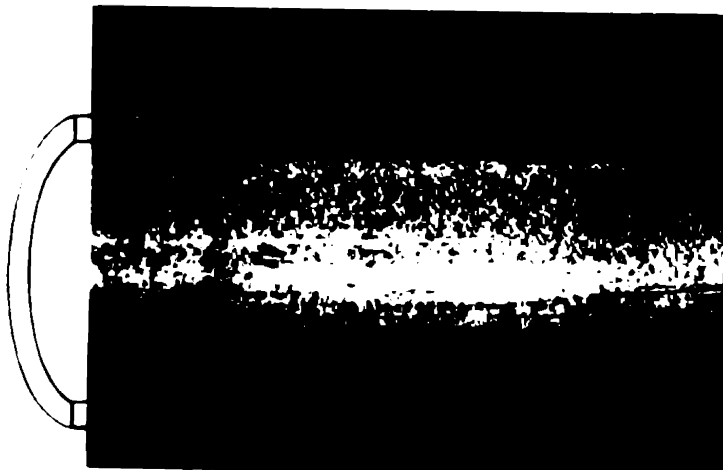


FIG. 35

SOLZ 1. 1957



a)



b)

Fig. 36

- a) PLOMBA (CERAMIK) DAN KUNING
- b) PLOMBA DAN KUNING

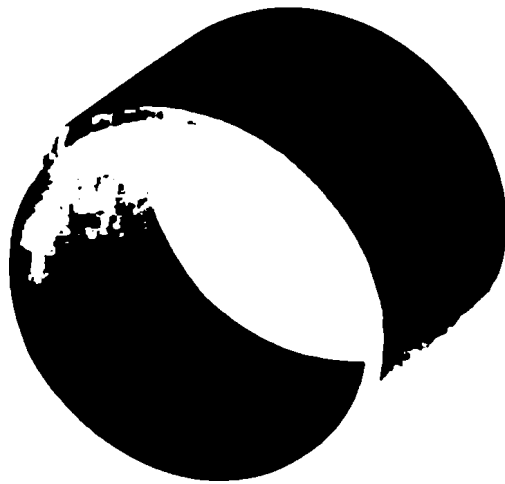


Fig. 37

FISURU INTRINSECHE



Fig. 38

FISERI DE SUPRINCARIZARE



FIG. 30
MILITARY (SECRET)
(b- details in Fig. 30 x 6)



a)



b)

Fig. 40

Fig. 40

a) vedere interioară
b) vedere exterioră

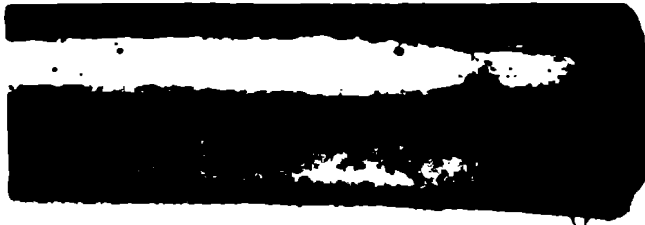


Fig. 41
SCALE DE SOUS



FIG. 42
PITING



FIG. 43

INCL 021 061



FIG. 44

INCL 021 061



FIG. 45
CRUJET. P. 1. 1. 1. 1. 1.

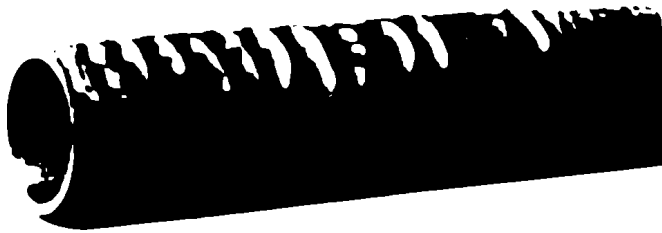


FIG. 46
INDUSTRIAL RESEARCH CORP. 1. 1. 1. 1. 1.
P. 1. 1. 1. 1. 1.



Fig. 47
PISINGURI DAN LEMBA STICK I

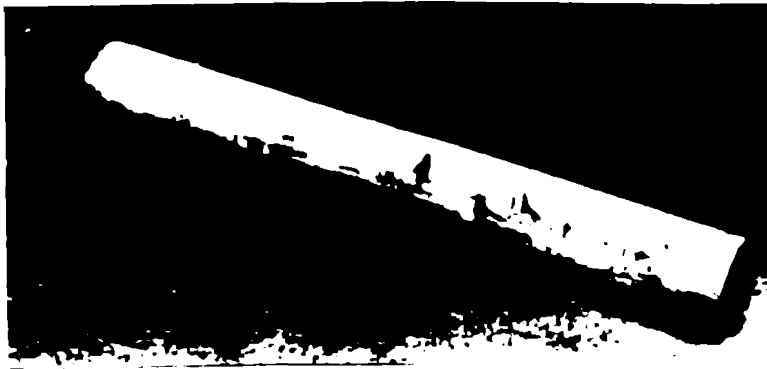
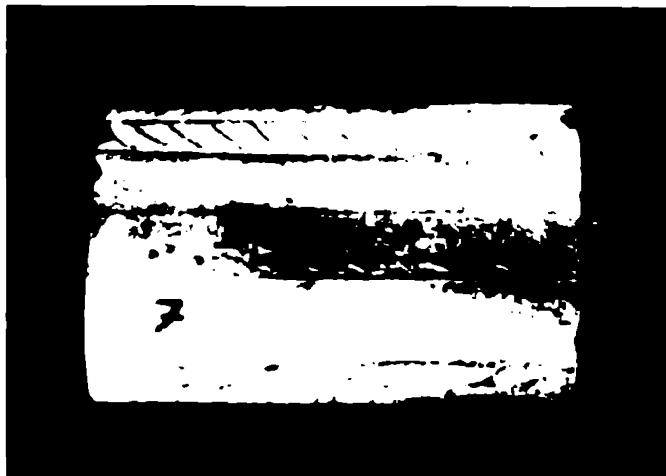
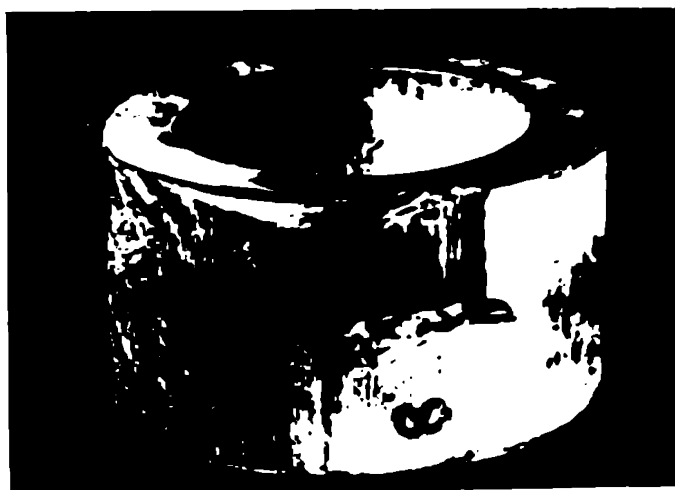


Fig. 48
DEFECTS LARVATA STICK I
FILIZATI



a)



b)

Fig. 49

Fig. 49

(b - Metalul de acoperire a fost
înălțat cu dalta)

3.4.4. Incarcarea la presiunea hidraulică

Incarcarea se va executa conform STAS 1111/79 pentru fiecare țevă în parte. Nu este admisă lovirea țevii cu ciocanul în timpul încercării. Presiunea de încercare este de 80 bari. Țevile necorespunzătoare se resping.

3.4.5. Incarcarea la tracțiune cu determinarea rezistenței la rupere (R_m) a limitoi de curgere ($R_{p0,2}$) și a alungirii la rupere ($L_0 = 5,65 \sqrt{S_0}$) în condițiile temperaturii ambiante se va efectua pe două epruvete prelevate din două țevi din lot. Incarcarea se va executa conform STAS 6718/76 și STAS 200/75. Rezultatele încercărilor la tracțiune trebuie să fie conforme cu tabelul 24.

Tabelul 24

CARACTERISTICI MECANICE	VALOARE
Rezistența la rupere la tracțiune R_m (N/mm ²)	450 - 700
Limita de curgere la temperatura ambiantă $R_{p0,2}$ (N/mm ²)	min. 195
Alungirea la rupere A % ($L_0 = 5,65 \sqrt{S_0}$)	min. 15
Duritatea (HRC)	max. 69
Duritatea (HV)	max. 190

Dacă una sau ambele epruvete sînt necorespunzătoare țevile din care sînt prelevate probele se resping, după care încercarea se repetă pe un număr dublu de epruvete prelevate dintr-un număr dublu de țevi. Dacă și în acest caz o singură epruvetă este necorespunzătoare, lotul se respinge. Lotul respins poate fi re-tratat și prezentat la o nouă verificare ca lot nou.

3.4.6. Incarcarea la soltatizare

Se execută conform ASTM 450 pot.4 pe epruvete luate de la fiecare capăt al unei țevi din lot cu condiția ca să nu se

folosească aceeași țevă din care s-au prelevat epruvete pentru încercarea la erozare.

Dacă rezultatul este necorespunzător, țevă din care s-a prelevat proba se respinge, iar încercarea se repetă pe un număr dublu de epruvete luate din alte două țevi din lot. Dacă și în acest caz o singură epruvetă este necorespunzătoare, încercarea se face pe fiecare țevă din lot, eliminându-se cele necorespunzătoare.

3.4.7. Încercarea la erozare

Încercarea la erozare se efectuează conform ASTM 450 pot.6. pe epruvete luate de la fiecare capăt al unei țevi din lot cu condiția ca să nu se folosească aceeași țevă din care s-au prelevat epruvetele pentru încercarea la aplatizare.

Dacă rezultatul este necorespunzător, țevile din care s-au prelevat proba se respinge, iar încercarea se repetă pe un număr dublu de epruvete luate din alte două țevi din lot. Dacă și în acest caz o singură epruvetă este necorespunzătoare încercarea se face pe fiecare țevă din lot eliminându-se cele necorespunzătoare.

3.4.8. Încercarea la duritate

Încercarea la duritate se execută conform STAS 492-78 sau STAS 8251-82 pe două epruvete prelevate de la 2 țevi din lot. Dacă rezultatele sînt necorespunzătoare țevile din care s-au prelevat probe se resping, iar verificarea se repetă pe un număr dublu de epruvete luate din alte patru țevi din lot.

Dacă și în acest caz una din probe este necorespunzătoare lotul se respinge, lotul putînd fi retratat termic și prezentat ca lot nou.

3.4.9. Controlul defectoscopie nedestructiv

Fiecare țevă din lot va fi supusă controlului ultrasonic 100% pe toată lungimea.

Criteriile de respingere sînt următoarele: țevile la care indicațiile instalației de control depășesc cele reglate cu țeva etalon, defectul artificial de 12,5% din grosimea de perete, lungimea de max. 20 mm și lățimea de $\geq 0,5$ mm, se resping.

3.4.10. Caracterizarea comportării la coroziune
fisurantă sub tensiune a tevilor din
otel W 1.4435

Necesitatea de a utiliza oțeluri de fabricație indigenă în construcția agregatelor și instalația din industria chimică și nucleară (inclusiv pentru uzina de apă grea), unde mediile specifice de lucru sînt foarte agresive, a impus ca oțelurile respective să prezinte o comportare bună la coroziune, respectiv la coroziune fisurantă sub tensiune.

Intrucît în utilajele tehnologice de producere a apei grele de la Combinatul Chimic Drobeta Turnu-Severin, fluidul tehnologic este apa saturată în H_2S , mediu deosebit de agresiv, ce poate conduce la fragilizarea cu hidrogen a materialelor utilizate la confecționarea utilajelor respective, oțelurile folosite trebuie să prezinte o bună comportare la coroziune fisurantă în acest mediu.

Coroziunea fisurantă sub tensiune este fenomenul de deteriorare a materialului ca urmare a efectului conjugat al unei tensiuni mecanice și a acțiunii unui mediu coroziv. Unul din mediile care pot provoca fenomenul de coroziune fisurantă sub tensiune este soluția apoasă de hidrogen sulfurat.

a. Aspecte teoretice privind fenomenul de coroziune
fisurantă sub tensiune în medii de H_2S

Pentru înțelegerea fenomenului care are loc în sistemul metal soluție apoasă de hidrogen sulfurat sînt necesare cîteva precizări legate de termodinamica procesului de coroziune care are loc în aceste sisteme. În conformitate cu diagrama termodinamică potențial redox/pH în sistemul H_2O-H_2S la $25^{\circ}C$, la valori mici de pH, inclusiv la valorile 3-4 la care se desfășoară încercările de coroziune prin test NACE, componenta statică termodinamică este H_2S , care însă la potențiale suficient de înalte este oxidat la sulf elementar sau la ioni H_2SO_4 sau SO_4^{-2} (Fig. 50).

În sistemul $Fe-H_2O-H_2S$ (Fig. 50.2) diagrama termodinamică potențial/pH arată că la valori acide ale pH-ului și potențiale max electropozitive, variabilele stabile din punct de vedere termodinamic sînt ioni Fe^{2+} și Fe^{3+} , în timp ce la
./.

potențiale suficient de electronegative oțelul este imun la acțiunea soluției de hidrogen sulfurat.

Pe baza acestei diagrame se poate exprima reacția chimică care stă la baza procesului de coroziune în sistemul oțel/apă - hidrogen sulfurat /22,23/



Sulfura de fier este o peliculă relativ protectoare, însă pasivizarea completă a oțelului în prezența ei nu se poate produce, mai ales dacă mediul respectiv conține ioni de clorură ca în cazul mediului recomandat de testul NACE. Ioni de clorură au un rol de acceleratori ai coroziunii, mai ales în cazul în care metalul este solicitat mecanic, influența probabilă a ionilor de clorură este de absorbție pe suprafața metalului împiedicând astfel absorbția ionilor HS - și deci inhibarea fixării peliculei de sulfură de fier.

Reacția chimică ce are loc determină o concentrație foarte mare în atomi de hidrogen la suprafața metalului ceea ce poate conduce la absorbția unei cantități considerabile de hidrogen în metal. Forma în care hidrogenul este absorbit în metal este încă obiectul unor controverse /22,23,25/. Sînt însă dovezi experimentale că viteza de absorbție a hidrogenului depinde de pH-ul soluției, de prezența în soluție a ionilor de S,P, HS etc. precum și de gradul de puritate al materialului.

În timp ce ionul de sulfură este un promotor al absorbției hidrogenului, creșterea pH-ului, respectiv creșterea concentrației ionilor OH^- este un inhibitor al aceluiași fenomen datorită absorbției concomitente a ionului OH^- , care interferează cu absorbția hidrogenului atomic.

Coroziunea fisurantă sub sarcină a oțelurilor inoxidabile austenitice în mediu de hidrogen sulfurat uzat se explică, în general prin fragilizarea metalului ca urmare a hidrogenului. Sub acțiunea tensiunilor mecanice și mai ales a tensiunilor interne determinate de saturația austenitei cu hidrogen, este favorizată reacția $\gamma \rightarrow \alpha$. Ca urmare a solubilității mai scăzute a hidrogenului în faza α , aceasta devine suprasaturată în hidrogen, determinând apariția de tensiuni mecanice la limitele de separare dintre faze și deci microfisuri care reprezintă embrionul microfisurilor de coroziune.

Unii cercetători consideră că la fisurarea oțelului în mediu de hidrogen sulfurat pot apărea trei cazuri: coroziunea fisurantă sub tensiune, fisurarea datorită hidrogenului absorbit, o combinație a primelor două cazuri /23,24,25/.

Coroziunea fisurantă sub tensiune a oțelurilor în mediu de H_2S are loc când timpul până la rupere este relativ mare (luni, chiar ani). Fenomenul se caracterizează prin apariția a numeroase fisuri (de regulă perpendicular pe suprafața produsului) în timp ce fragilizarea în hidrogen se caracterizează prin apariția unei singure fisuri (de regulă paralelă cu suprafața produsului /25,26/.

În cazul unui mecanism combinat de coroziune și fisurantă inițierea fisurilor se produce ca urmare a dizolvării anodice a metalului, iar propagarea lor are loc datorită presiunii hidrogenului acumulat la vârful fisurilor. Acest mecanism s-a fost însă demonstrat experimental.

Deși există numeroase cercetări referitoare la studiul diferitelor variabile care influențează acest fenomen, există însă divergențe de păreri în privința rolurilor individuale ale fiecărui factor de influență. Diferitele ipoteze emise, deși nu pot fi acceptate fără rezerve, sînt însă importante pentru că se află la baza cercetărilor acestui fenomen complex pe care-l reprezintă coroziunea fisurantă sub tensiune.

b. Determinarea comportării la coroziune fisurantă sub tensiune în mediu de H_2S

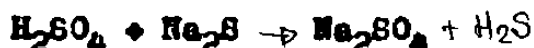
Cercetările privind comportarea la coroziune fisurantă sub tensiune în mediu cu hidrogen sulfurat s-au efectuat după o metodologie care are la baza standardul NACE TM-01-77. Au fost utilizate probe de tracțiune în conformitate cu standardul menționat (Fig. 51). Partea calibrată a probei a fost rectificată în mai multe trepte și șlefuite pînă la o rugozitate de cea 0,8 μ .

Încercările de coroziune fisurantă sub tensiune s-au efectuat pe mașini tip Distingtor (schemă de principiu este prezentată în Fig. 52).

Mediul corosiv conform standardului NACE TM-01-77 are următoarea compoziție chimică:

- clorură de sodiu 50 g
- acid acetic glacial 5 g
- apă distilată 945 h

pH-ul inițial al mediului de încercare nu trebuie să depășească valoarea 2. În timpul încercării valoarea lui poate să crească datorită consumării acidului acetic, dar nu trebuie să depășească valoarea 4,5. În acest mediu se barbotează un curent de H_2SO_4 și Na_2S :



Se folosește în acest scop o soluție de acid sulfuric 30% și o soluție suprasaturată de sulfură de sodiu. Tensiunea mecanică a fost menținută constantă la nivelul stabilit inițial pe tot parcursul încercării, chiar dacă secțiunea epruvetei s-a modificat datorită alungirii.

Durata încercării a fost de 720 ore, conform standard NACE TM-01-77 considerată a fi suficientă pentru apariția fenomenului de coroziune fisurantă sub tensiune.

Pentru fiecare nivel de solicitare mecanică au fost încercate două epruvete, conform standardului.

Încercările de coroziune fisurantă sub tensiune au avut următoarele etape:

1.- determinarea rezistenței la coroziune fisurantă sub tensiune în mediul de hidrogen sulfurat, la o solicitare mecanică echivalentă cu 67% din limita de curgere nominală a oțelului prevăzută în DIN 17440-72;

2.- determinarea curbei limită de curgere prin coroziune fisurantă sub tensiune. Pentru trasarea acestei curbe, probele au fost supuse la 7 nivele de tensiune, calculate ca fracțiuni din limita de curgere efectivă a probei. Datele obținute sînt prezentate în tabelul 25 și diagrama din Fig.32.

Din datele prezentate rezultă următoarele concluzii:

1. În cursul aplicării tensiunii echivalente cu 67% din limita de curgere nominală a oțelului studiat, toate probele au avut o comportare corespunzătoare la coroziunea fisurantă sub tensiune în mediul de H_2S (neprezentînd fisuri după 720 ore de menținere).

✓

2. Incercările efectuate pentru stabilirea curbei limită de rupere la coroziune fisurantă sub tensiune în mediu de H₂S au permis să se stabilească faptul că tensiunea limită sub care probele nu se mai rup este peste valoarea limitei de curgere efectivă a materialului încercat (130% R_{po,2} efectiv).

Tabelul 25

MATERIAL	LIMITA DE CURGERE		NIVEL DE TENSIONARE			COMPORTAREA LA COROZIUNE FISURANTA SUB TENSIUNE IN MEDIU DE H ₂ S
	R _{po} nominal N/mm ²	R _{po,2} efectiv N/mm ²	tensiune aplicată N/mm ²	Fracțiuni R _{po,2} efectiv	% din R _{po,2} nominal	
Teavă W 1.4435	195	360	97,50	27,00	50	Nici una din probe nu s-a rupt după 720 ore de menținere
			117,00	32,50	60	
			130,65	36,29	67	
			175,50	48,75	90	
			432,00	120,00	221,538	
			468,00	130,00	240,00	
			504,00	140,00	258,461	0 probă ruptă după 230 ore 0 probă ruptă după 432 ore

3.4.11 Incercarea la coroziune intercrystalină

Oțelurile austenitice pot prezenta un inconvenient foarte serios după prelucrarea la cald, zonele expuse la temperaturi între 400 și 800°C pot suferi în unele medii corozive, o dezagregare intergranulară. Legăturile grăunților de metal ca urmare a modificărilor compoziției lor pot fi sensibile la reactivi. Atacul progresează în lungul acestor legături provocând o adevărată dezagregare a metalului, care în cazuri extreme se poate transforma în pulbere sau cel puțin să-și piardă rezistența mecanică.

./.

Această coroziune, atunci când este superficială are ca efect producerea de fisuri la îndoire, atunci când este profundă, ea duce la o distrugere totală a metalului, în cazurile cele mai periculoase se transformă în pulbere /31/.

Mediile susceptibile de a provoca coroziunea intergranulară a oțelurilor inoxidabile sînt numeroase. Dintre cele mai tipice pot fi citate: soluțiile nitrice calde, conținând 50-100% acid; mediile sulfurice, amestecurile sulfonitricе, acizi sulfurici, fluorhidrici, fosforici, acetici, lactic etc.

În general oțelurile austenitice încălzite între 350°C și 1150°C și răcite rapid, sînt insensibile la coroziunea intergranulară, deci ar fi suficient să se aplice acest tratament după deformare la cald pentru a se regenera metalul. Deoarece la IT Republica s-a constatat că tratamentul de punere în soluție nu se realizează întotdeauna la temperaturi peste 950°C se impune efectuarea încercării la coroziune intercrystalină.

Încercarea la coroziune intercrystalină se execută conform ASTM A 262 metoda A sau B pe o epruvetă prelevată de la o țevă din lot. Dacă rezultatul după metoda A este corespunzător se aplică testul după metoda B, condiția de acceptare fiind o pierdere mai mică de 0,1 mm/lună. Dacă testul după metoda B este necorespunzător, lotul se respinge, lotul se respinge, lotul putînd fi supus unui nou tratament termic și supus verificărilor ca lot nou.

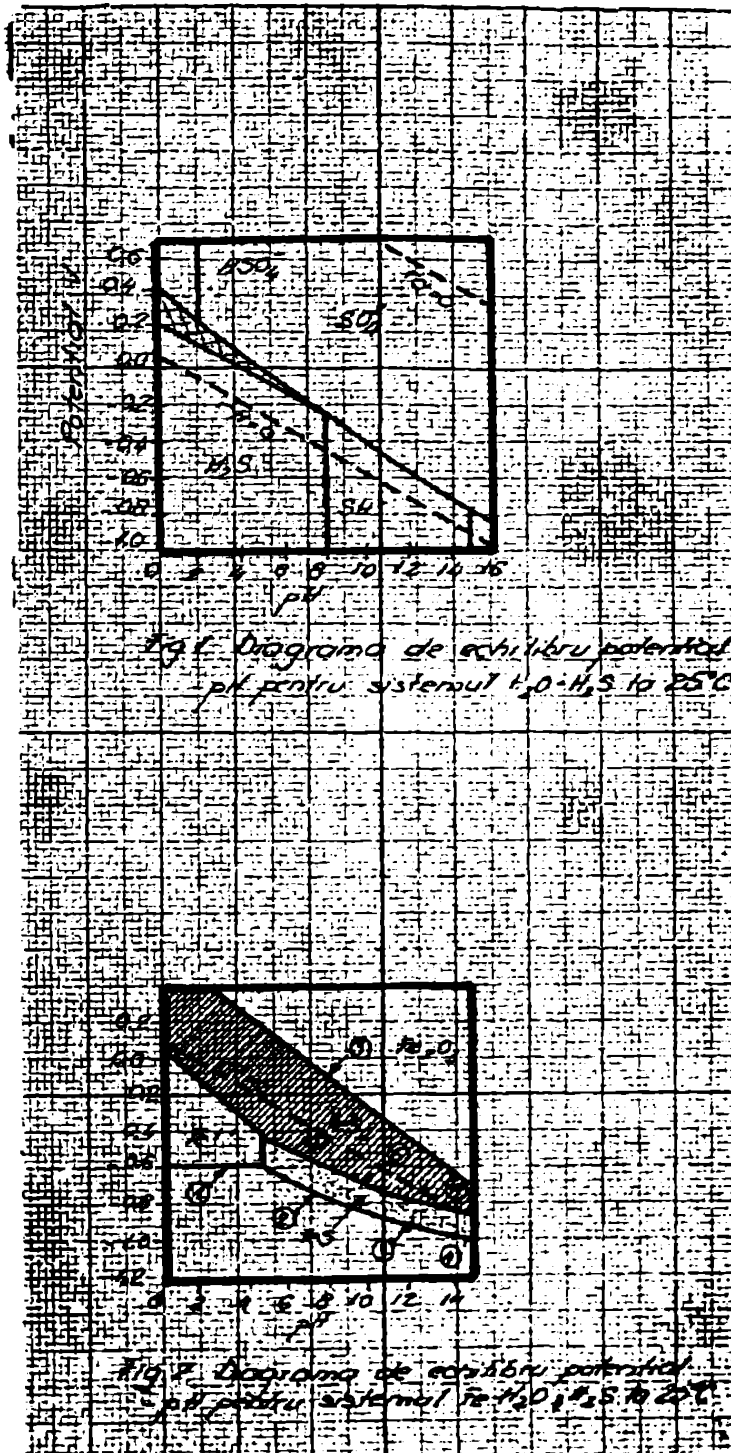


Fig. 50

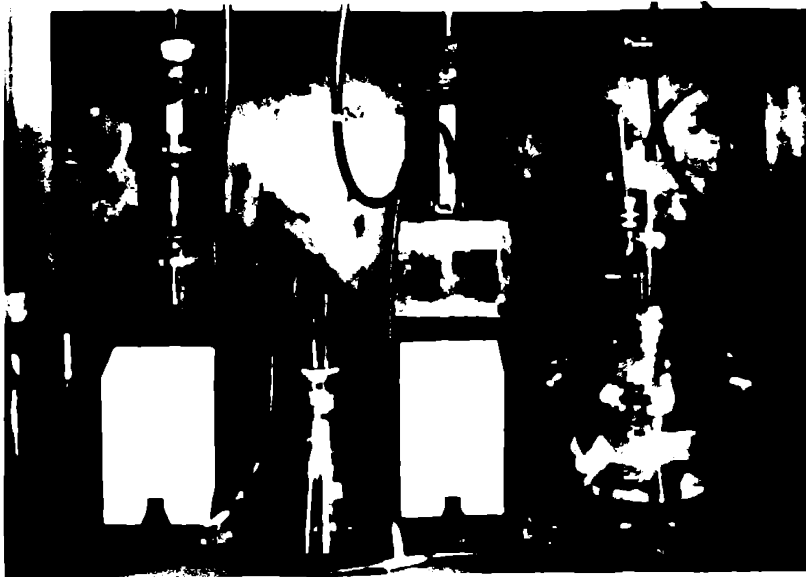


Fig. 52

MASINA IN CROZIJUNO IZLOANTA SUI T.N. 1.0.3



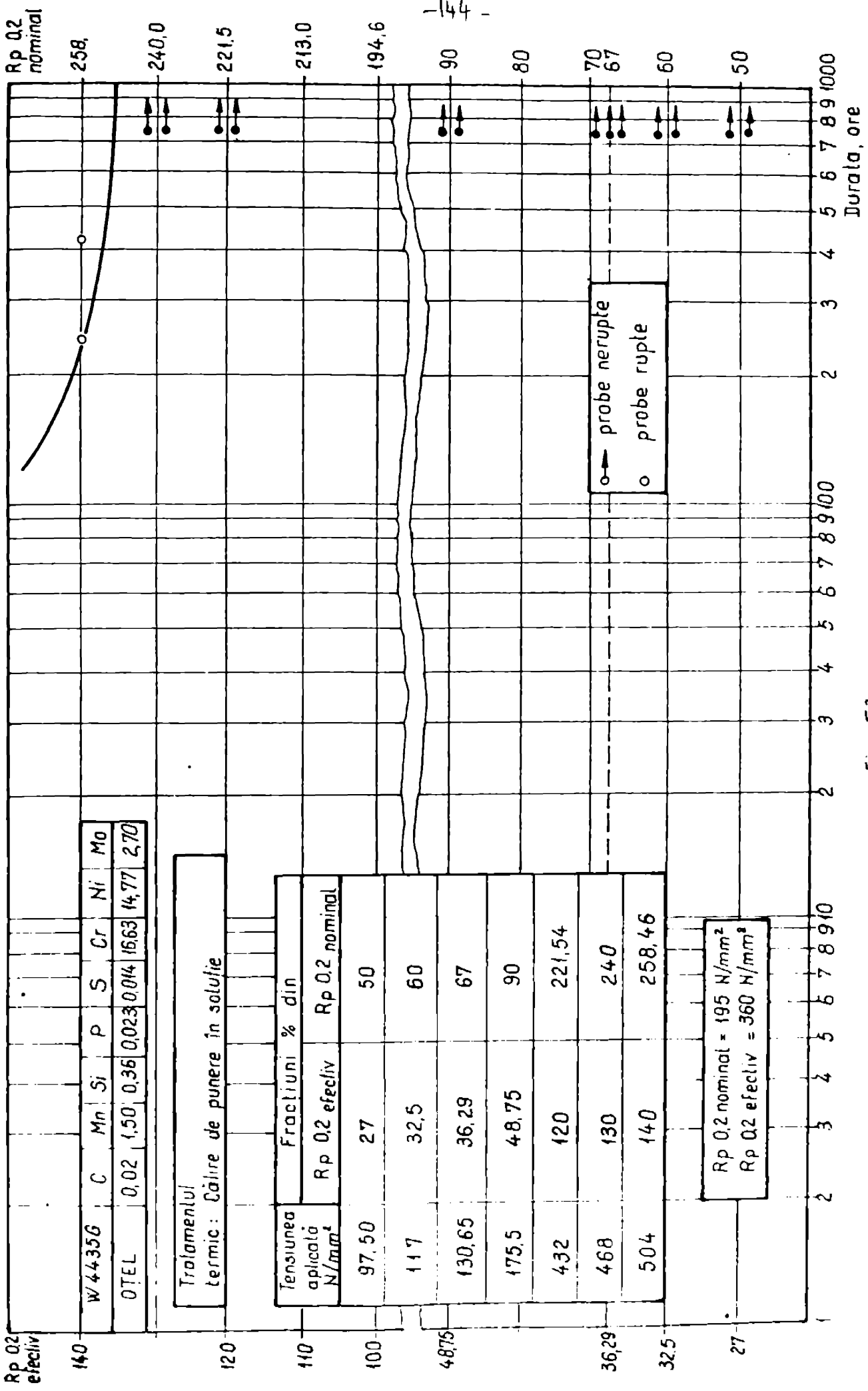


Fig. 53

CAPITOLUL IV

CONCLUZII

Extruderea la cald a țevilor din oțel constituie un procedeu relativ nou pe plan mondial, cu deosebite perspective de folosire în țara noastră pentru realizarea unor țevi din oțeluri cu rezistență ridicată la deformare, care nu puteau fi obținute în condiții corespunzătoare prin procedeele clasice de laminare.

Oacă se analizează măreile inoxidabile și refractare din punctul de vedere al domeniilor lor de utilizare, se constată că luate în totalitate /30/ acestea acoperă în mod judicios practic toate necesitățile industriei curente.

Prin avantajele pe care le are (reducerea ciclului de deformare plastică, realizarea unor coeficienți mari de reducere, a unei precizii dimensionale ridicate și fabricarea în condiții avantajoase a unor loturi mici etc.), extruziunea rămâne singurul procedeu cu rezultate satisfăcătoare în domeniul fabricării țevilor din oțeluri inoxidabile.

Studiind procesul de extruziune și analizând rezultatele practice la extruziunea oțelului marca 1.4435 atât în laborator cât și în producție, s-au putut trage următoarele concluzii :

1. Pentru realizarea extruziunii oțelului marca 1.4435 în condiții de eficiență maximă, precum și pentru protecția utilajului de extruziune, micșorarea uzurii sculelor este importantă determinarea rezistenței la deformare a oțelurilor inoxidabile, reprezentative pentru R. Republica și URSS - Macurești, în general și a oțelului 1.4435 în special.

Determinarea experimentală a rezistenței la deformare s-a impus ca urmare a diferențelor mari între rezistența la deformare stabilită prin metoda răsușirii ($\sigma_{\text{r}} = 21 \text{ daN/cm}^2$) și corectată cu relații din literatură de specialitate și cea indicată de firmă OTELLAC ($\sigma_{\text{r}} = 26 \text{ daN/cm}^2$).

În acest sens s-a stabilit că rezistența la deformare a oțelului V 1.4435 este $\sigma_0 = 21,22 \text{ daN/mm}^2$, fapt confirmat atât de încercările la trăsătură efectuate pe mașina SAFAAM din dotarea IRII cât și prin măsurarea forțelor pe presa hidraulică de 300 tf și calculul lui σ_0 cu formula P_{e1} .

Din analiza experimentărilor pe presa de 300 tf a rezultat că formula folosită de firma Demag-Mannesman

$$P_{e1} = \frac{1}{4} (D_0^2 - d_T^2) \times P_{e1} \times \ln \frac{D_{A2}}{d_T} \times C \frac{4f10p}{D_0 - d_T}$$

este cea mai corectă, menținându-se rezistența la deformare egală pentru lungimi de semifabricat diferite și având aceeași valoare cu cea determinată prin metoda trăsăturii, corectată pentru condiții industriale.

2. În ceea ce privește tehnologia de fabricație a țevilor din oțelul marea V 1.4435, pe baza analizei caracteristicilor acestuia și a încercărilor efectuate pentru determinarea rezistenței la deformare, s-au stabilit două elemente deosebit de importante pentru tehnologie :

- temperatura optimă de extruziune - 1180°C , temperatura la care rezistența la deformare este cea mai scăzută pentru plasticitatea maximă
- viteza de deformare - $5,545 \text{ sec}^{-1}$

3. Pentru a veni în sprijinul tehnicienilor și specialiștilor ce lucrează în domeniul extruziunii țevilor sau profilelor din oțel inoxidabil, s-au concentrat datele rezultate în urma experimentărilor și s-au întocmit monograme pentru determinarea rapidă a elementelor necesare extruziunii țevilor (forța de extruziune, diametrul containerului ce se poate utiliza etc.).

4. Importanța țevilor din oțel marea V 1.4435, cu dimensiunile $\varnothing 57 \times 8 \text{ mm}$, care rezultă din utilizarea acestora în domeniul energiei nucleare, domeniu de importanță pentru economia URSS au impus stabilirea tehnologiei concrete pentru aceste țevi, pornind de la pregătirea materialului ce urmează a fi extrudat și până la extrudarea acestuia.

S-a stabilit în acest sens, pe baza fluxului de fabricație, dimensiunea biletului (diametru și lungime), dimensiunea

conținutului, dimensiunea dornului de extrudare, filierei, s-a det erminat forța necesară pentru extruziune precum și toate celelalte elemente necesare pentru lansarea în fabricație a acestor țevi.

5. Pentru realizarea unui produs de calitate, care să corespundă condițiilor impuse de domeniul de utilizare a acestor țevi s-a stabilit un complex de măsuri pentru inspecția țevilor și s-au analizat defectele apărute în timpul producției lor (ondulații, fisuri de suprafețe etc.), stabilindu-se principalele cauze ale acestor defecte și modalitatea de înlăturare a lor. Diversitatea defectelor prezentate dă posibilitatea să se acționeze în producție cu maximum de operativitate pentru resolverea unor eventuale momente critice.

6. Intrucât în utilajele tehnologice de prelucrare a apei grele de la Combinatul Chimic Drobeta Turnu-Severin, este apă saturată în H_2S , mediu deosebit de agresiv, ce poate duce la fragilizarea materialului, țevile din oțel A 1.4435 trebuie să prezinte o bună comportare la coroziunea figurantă sub tensiune în acest mediu.

Încercările la coroziune figurantă efectuate pe mașina de tip Distingtor au stabilit faptul că tensiunea limită sub care probele nu se mai rup este peste valoarea limită de curgere efectivă a materialului ($130 \cdot k_{po,2}$ efectiv).

7. Deoarece s-a constatat că tratamentul de plnere în soluție nu se realizează întotdeauna la temperaturi peste $950^\circ C$ s-a impus efectuarea încercării la coroziune interierială conform ASTM A 262.

8. Rezultatele practice obținute au la bază o serie de aspecte teoretice și practice cu caracter general, privind realizarea țevilor din oțeluri inoxidabile :

a) S-au concentrat o serie de date privind deformabilitatea oțelurilor inoxidabile, factori care influențează această deformabilitate și modul cum acționează ei în diferite condiții. Astfel în practică, la deformare oțelurilor inoxidabile trebuie luate măsuri pentru ca terminarea deformării să se facă la temperaturi ridicate, deoarece în raport cu oțelul

carbon, la oțelurile inoxidabile creșterea rezistenței la deformare care intervine pe măsura scăderii temperaturii de deformare este mult mai rapidă. Pe de altă parte este recomandabil ca viteza de deformare a acestor oțeluri să fie mică deoarece viteza de recristalizare este mai mică, ceea ce impune, în practică, găsirea unui compromis care să ducă la rezultatele optime.

De asemenea s-a constatat că rezistența la deformare a oțelurilor inoxidabile martensitice nu depinde de faza sau de starea inițială (turnată sau laminată).

Plasticitatea oțelurilor inoxidabile este mai scăzută decât cea a oțelului carbon. În același timp, plasticitatea oțelurilor inoxidabile austenitice este mai scăzută decât cea a oțelurilor feritice având în vedere proprietățile celor două faze δ și α .

Starea materialului, gradul de aliere, influențează plasticitatea oțelurilor inoxidabile austenitice.

Cele prezentate subliniază necesitatea de a realiza deformări cu viteze mici și la temperaturi mai înalte.

Oțelurile inoxidabile feritice și martensitice au o rezistență la deformare mai scăzută decât cele austenitice și o plasticitate mai ridicată, în unele cazuri mai ridicată chiar față de cea a oțelurilor carbon.

b) Comportarea oțelurilor inoxidabile la extruziune a fost analizată în comparație cu alte procedee de fabricație, precum și de prelucrarea altor materiale.

Trebuie avut în vedere că extruziunea oțelurilor se deosebește de extruziunea metalelor și aliajelor neferoase (aluminiu, cupru etc.) deoarece temperaturile de extruziune sînt diferite, acestea din urmă avînd o rezistență la deformare mai scăzută și o plasticitate mai ridicată.

c) Pentru realizarea extruziunii în bune condiții au fost analizate și stabilite o serie de elemente importante în esul extruziunii pe presă de 2500 tf de la I.T. Republica și presă de 1600 tf de la ICE - București. Astfel :

- s-au indicat vitezele în procesul de extruziune și formulele de calcul. Pentru viteza de presare a materialului s-au prezentat vitezele folosite în practică pentru diferite calități de oțeluri, în timp ce pentru viteza de extrudare (V_e)

și viteza de deformare s-au folosit formulele :

$$V_e = C_{A1} \times V_p$$

respectiv

$$V_d = \frac{3 C_{A1} \times V_p \times (D_A^2 - d_0^2) \times \sin^2 \frac{\alpha}{2} \times \text{luc}_{A1}}{D_T^3 \times (C_{A1}^{1,5} - 1) - 1,5 (C_{A1}^{0,5} - 1) \frac{d_0^2}{D_A^2}}$$

- s-au analizat materiile cele mai importante ale utilajului de extruziune (materialul din care se execută poansonul de presare, dornul de extrudare, filiera și s-au dimensionat principalele scule.

Ați în cazul poansonului cit și a dornului de presare s-a pornit de la dimensiunile de bază impuse și s-a determinat materialul din care trebuie executate acestea pentru a realiza efortului de presare.

- s-a făcut o clasificare a lubrefianților folosiți în extruziune și s-au analizat rezultatele obținute la extruziunea țevilor din oțel inoxidabil, folosind ca lubrefiant sticla.

După cum este cunoscut, forțele de frecare care apar în procesul de extruziune, pot fi reduse cu valori cuprinse între 30 și 50, prin executarea operațiunii cu lubrefiere.

După alegerea sticlei în viscositate optimă, este recomandat ca viteza de extrudare să fie cât mai mare posibilă, semianghiul conului de lucru să fie 90° și calupul ce se extrudează să aibă grad de prelucrare mecanică fin .

- realizarea unui produs care să se înscrie în dimensiunile solicitate a necesitat stabilirea jocurilor optime și indicarea acestora pentru diverse categorii de material.

- pentru realizarea unor consumuri de material minime, s-au indicat pierderile de material în procesul de extruziune.

9. Datele cuprinse în prezenta lucrare atât teoretic cit și practic pot constitui bazele tehnologiei de extruziune și pentru alte dimensiuni de țevi, pentru profile precum și pentru alte mărci de oțeluri.

10. Deși este bazată pe numeroase experimentări efectuate atât în practică cât și în laborator, abordează o serie de aspecte teoretice și practice privind realizarea țevilor din oțeluri inoxidabile, cu referire directă la oțelul marca A 1.4435, vastitatea deosebită a domeniului cercetat face practic imposibilă soluționarea tuturor acestora în prezentele lucrări, existând posibilități pentru abordarea în viitor și a altor probleme.

BIBLIOGRAFIA

1. Drăgan I. - În legătură cu măsurarea deformabilității la cald a metalelor și aliajelor
Metalurgia 19, nr.11 1967 p.631-636
2. Ballet I. - Contribution à l'étude de la forgeabilité des aciers inoxydables et réfractaires à l'état brut coulé
Revue de Métallurgie nr.1, 1966, p.6.
3. Niolsen A. - Hot workability testing of steels.
Iron and Steel 37, nr.37, July 1964, p. 290-294
4. Blox P.G.,
Clarke W.C.,
Jennings - Relation of structure of stainless steel, to hot ductility
Metal Progress 55, nr.2, febr.1951, p. 50-296
5. Hoopal M. - Warmverformbarkeit von Stählen Draht 18
nr.11, noiembrie 1967, p. 897-898
6. Susaki H. - Studies on the Flow Stress of Metals and Alloys
7. Drăgan I. - Tehnologia deformărilor plastice
Editura Didactică și Pedagogică, București, 1976
8. Zider M. - Influența forței asupra deformabilității oțelurilor austenitice
Cercetări Metalurgice
ICSM vol.11, ed. IIM-CDPT 1969
9. Zvev M.I. - Plasticinosti Stale pri visokih temperaturah . Moskva.
Metallurgizdat 1954
10. Perintko V.N. - Plasticinosti hromistih stali
Izvestia Vissih Uchevnik
Zavedeni (IIME) nr.2 p.93-96
11. Manu A. - Tehnologia materialelor
Editura Didactică și Pedagogică 1972, p. 195-197
12. Hovaremont - Spatialine stali
Traducere din limba germană 1959
13. Căfilas - Résistance à la déformation

- | | |
|---|--|
| 14. P.A.Danilov
A.Z.Gleiberg
V.G.Balakin | • Laminarea țevilor
Editura Tehnică București, 1964 |
| 15. Periatko | • Plasticinasti hromiști stălei
Plasticitatea oțelurilor aliate cu
crom
Izvestia Viscih Uchebnih Navedenii
(URSS) nr.2, 1968, p. 84-88 |
| 16. Guliaev | • Presarea țevilor și profilelor |
| 17. John A. Schey | • Metal deformation processes
Friction and lubrication 197c
Marcel Dekker Inc. New-York |
| 18. Cox R.
Mo. High T.I. | • Iron and steel institute,
April 1960, p.423-435 |
| 19. Dr.ing. Gh.Chelcu | • Experimentări privind valorile
optime ale parametrilor tehnolo-
gici de extruziune la cald a oțel-
urilor inoxidabile feritice |
| 20. Institutul de Fizică
și Tehnologia Mate-
rialelor | • Studiul deformabilității la cald
a oțelurilor inoxidabile cu aplica-
ție la modelarea proceselor de
deformare la cald ,
București 1978 |
| 21. C.C.P.F.T.Ț. | • Caiet de sarcini pentru fabri-
carea țevilor din oțel W 1.4435 |
| 22. Z.I.Foroulis | • Electrochemical behaviour and
corrosion of iron inaqueous
sulfide solution werkstoffe and
korrosion 31/1980 p.463-470 |
| 23. G.V.Karfenoc
I.I.Vasilenco | • Korozional rastreschivanie stălei
1971 |
| 24. Synape | • Roles of composition and micro-
structure in sulfide cracking of
steel
Corrosion vol.24, nr.9, 1968 |
| 24. S.S.Tresder | • Future in sulfide corrosion
cracking of High Strength Steels.
Corrosion 2, 1961 |
| 25. x x x | • Stress Corrosion by H ₂ S
Environments
W-K&M Industries Incorporated,
1976 |
| 27. George S.Dieter Jr. | • Metalurgie mecanică
Editura Tehnică - București, 1970 |

28. S. Cuzairovici - Teoria deformării plastice
Editura didactică și pedagogică București, 1981
29. H. Bern - Teoria structurată a proprietăților
metalelor
Editura didactică și pedagogică -
București - 1980
30. Ion Chesa
Nicolae-Begeu-Sinion
și alții - Alegerea și utilizarea oțelurilor
Editura tehnică - București, 1984
31. - Metalurgia and Metal Forming nr.7-
1974 - High rate forging keeps
building steam
32. Wnactowski Z. - Bazele laminării, Editura tehnică,
București, 1972
33. Adrian M. - Laminarea oțelului,
editura tehnică - București, 1980
34. Nana A.
Coman L.
Teodorescu A. - Extrudarea la rece și forjarea cu
fibră continuă a oțelului,
Editura Pacla, 1975
35. Teodorescu A. - Tehnologia extrudării metalelor
editura tehnică, 1975
36. Jolobov V.V.
Zverev G.I. - Presarea metalelor
Moscova, Editura Masșis, 1979
37. Doehring D.de. - Folosirea lubrefianților solizi la
deformarea plastică, Werkstatt und
Betrieb, nr.10, oct.1971
38. Heil H.P.
Lienhart A. - Rezistența la deformare și defor-
mabilitatea oțelurilor
Draht Welt, D.F.G. 56, nr.4, apr.1970
39. Storojev H.V.
Popov S.A. - Teoria prelucrării metalelor prin
deformare plastică -
Moscova, editura Mașinostroenie, 1971
40. Nicolae Geru
Lun Chirolă
Mihai Marin
și alții - Materiale metalice. Structura,
proprietăți, utilizări
Editura tehnică - București, 1985
41. Blumford H. - Manualul în inerciul mecanic
elemente de teoria elasticității
și a plasticității,
Editura Tehnică, București, 1974
42. Golukowski H.H.
Hipling S.E. - Straight and Structure of
Engineering Materials
Prentice-Hall Inc. - New Jersey, 1966

43. Popescu V.I. - Tehnologia forjării și extruziei - Editura didactică și pedagogică, București, 1967
44. Cosințirovici E. - Indrumător de proiect pentru tehnologia deformării plastice, IPB, 1979
45. Bowden E.P.
Taber D. - Friction and Lubrication of Solids, Oxford, 1950
46. Presniakov A.A. - Superplasticitatea metalelor și aliajelor
Ed. Nauka, Alma Ata, 1969
47. Arbeitsblatt V.I.I. - Noțiuni și simboluri de formule în tehnica deformării, Verlag G.m.b.H. Düsseldorf, 1962
48. Siobar K. - Scule de înaltă productivitate pentru deformarea la cald și la rece,
München, Carl Hensel, Vortrag beider technischen Tagung der Gesamtschmiede Industrie 11, 1961
49. $x^2 x$ - Determinarea presiunii de extrudare
Londra, Metal Forming, mai 1969
50. Waiden, M. - Stadiul actual al utilajelor pentru extrudare - Düsseldorf, Werkstatt und Betrieb Heft 9, 1969
51. Heil H.P.
Bianhart A. - Rezistența la deformare și deformabilitatea oțelurilor
Düsseldorf, Werkstatt, H.F.G. 56, nr.4, apr.1970
52. Scholov V.V.
Zverev T.G. - Scule pentru extrudare la cald,
Moscova, Editura Masinostroenie, 1965
53. Bšts V. - Extrudarea oțelului și metalelor neferoase, - München, Editura Carl Hensel, 1963
54. Teodoriu C.
și alții - Viscoplastic behaviour of the AISI 316 L austenitic stainless steel under hot working condition in Mecanique Appliquée, nr. 1 și 2, ianuarie - aprilie 1979.
Ed. Academiei RSSR.
55. Iuadu C.G. - Contribuții privind deformabilitatea la cald a oțelurilor inoxidabile austenitice
Teză de doctorat 1979

56. Kudo H. - Some analytical and experimental studies of axi-symmetric cold forming and extrusion International Journal of Mechanical Science - vol.2
57. Chen C.T. - Upper bound solution of axi-symmetric extrusion problems - International Journal of Mechanical Science, vol.10, nr.11 - noiembrie 1968
58. Buzdugan Gh. - rezistența materialelor Ediția a X-a revizuită, Editura Tehnică - București
59. Hughes K.S. Sellars C.M. - Journal Iron and Steel Inst. 1972, p. 210, 661
60. Roberts G.A. p.8. - Tool Steels, Ohio, American Society for Metals, 1971
61. x ^x x - Contract JMS Nr.10/1976 Mecanismele de rupere în cazul deformării plastice la cald a oțelurilor
62. x ^x x - Contract INTK nr.40/1977 Simularea pe mașina de răsuflare la cald a procesului de deformare la cald a oțelurilor inoxidabile și a aliajelor pe bază de titan și zirconiu
63. Avtisar S. - Processes and Analysis Mc Graw Hill Book Co., New-York, St.Louis, San Francisco, Toronto, London, Sydney, 1968 Metal Forming
64. Poleukhino V. - Simulation mathématique et calcul sur ordinateur des laminoirs à tôles, Mir, Moscow, 1975
65. Colombiot L. Hochman I. - Aciași inoxidabile, aciași refractari (oțeluri inoxidabile, oțeluri refractari) Paris, Editura Dunod 1965
66. Pryce L. Andrews - Practical estimation of composition balance and ferritic content in stainless steels - Journal of the Iron and Steel Institute (Anglia), August 1960, p. 413-416
67. Castro R. Tricot d. - Studiu privind transformarea izotermă a oțelurilor semiferitice cu 17% croma - Les Mémoires Scientifiques de la Revue de Metallurgie (France) nr.9, 1962, pag. 571-596

68. Guida O.
Avram Gh. - Fabricarea țevilor din oțeluri inoxidabile la usina "Republica" - IDT - 1967
69. Speranski V. - Tehnologia fabricării oțelurilor inoxidabile - Moscova, Metallurghizdat, 1957
70. Caprio G.
Nicodem W. - Generalități privind tratamentul termic al oțelurilor inoxidabile. Tratamente termiques (Franța - nr.39, ianuarie-februarie 1969).
71. Lefevre I.
Tricot R.
Castro R. - Segregarea și omogenizarea oțelurilor inoxidabile austenitice. Memoires Scientifiques Revue de la Metallurgie (Franța) nr.7-8, 1969 p. 517-529
72. Hilderandt
Martin
Gohlor H.
Krauss R. - Particularități privind prelucrarea la cald a oțelurilor Neue Hütte, (RFG) nr.10, 1963, p.594-599
73. Moldovan I.
Pavlovic R. - Raport asupra deplasării în URSS la usina Lujnotrulinfiavod din Nicopol (1964)
74. x x x - Producția din țevi inoxidabile Simposion Freiberg 1962
75. Matei H. - Raport de activitate ca urmare a vizitei făcute la usina Beosko - Polonia, 1963, manuscris.
76. Guida O.
Avram Gh. - Experimentări privind fabricarea țevilor inoxidabile forjate la un laminor fără sudură de 3" - de tip Stossbaule, Revista Metalurgia (RFR) nr.4, 1965, p.199-203
77. Kensor F.A. - Laminarea și ajustarea benzilor din oțel inoxidabil - Moscova - Metallurghizdat, 1963
78. Guida O.
Cristea C. - Decaparea oțelurilor inoxidabile H.I.M. - D.D.P.T., 1968
79. Guida O.
Ciotea C. - Cercetări privind decaparea oțelurilor inoxidabile în soluții acide Revista Metalurgia (RFR) nr.4, 1969
80. Guida O.
Ciotea C. - Cercetări privind decaparea oțelurilor inoxidabile în băi de săruri Revista Metalurgia (RFR) nr.11, 1969
81. Koff Z.A. - Holoduchia prokatka trub. (Laminarea la rece a țevilor) Moscova, Metallurghizdat, 1963.

82. Orro P.
Osada E. - Obținerea țevilor din oțel cu pereți subțiri-
Moscova, Metallurghizdat, 1965
83. Grinspun M.I.
Sokolovski V.I. - Laminare pentru laminarea la rece a
țevilor.
Masinostroevia (URSS), 1967
84. Polek Z. - Teoria și practica calibrării cilin-
drilor pentru laminarea la rece a țe-
vilor la laminorul în pas de pelerin.
La metalurgia italiana (Italia) nr.7.
1963
85. Borisol L.M. - Causa formării defectelor în "V" la la-
minarea cu încălzire moderată a țevilor
din oțel inoxidabil
Stali (URSS) nr.2, 1967
86. Sominaki I.
ș.a. - Precizarea câtorva parametri ai laminării
cu încălzire moderată a țevilor din oțel
1 x 18810T, 30 x 68A, x5M; Stali (URSS)
nr.11/65
87. Pahrenholz - Laminarea la rece în pas de pelerin a
țevilor de oțel. Stahl und Eisen, (RFG),
85, nr.8, 1965
88. Saikievici S.A. - Posibilități de mărire a productivității
laminarelor pentru laminarea la rece
a țevilor - Stali (URSS) nr.8, 1967
89. Grebentikova - Nou lubrefiant pentru laminarea la rece
a țevilor din oțeluri inoxidabile.
Stali nr.4, 1964
90. Von Winfriedahl - Influența reducerii pe trocei, a rapor-
tului de reducere, a avansului și a
formei calibrului la laminarea la rece
în pas de pelerin asupra proprietății
țevilor laminate. Stahl und Eisen
(RFG) nr.24, nov. 1969
91. Codreanu V.
Zemane - Raport tehnic asupra deplasării în
R.P.Polonă
92. Neacșu C.
Ciodu V. - Raport tehnic asupra deplasării în URSS
93. Grünher P. - Calibrarea sculelor pentru producerea
țevilor fără sudură - Moscova, 1962
94. Borisov L.M.
ș.a. - Laminarea dublă a țevilor inoxidabile
austenitice la laminare HPT.
Stali (URSS) nr.4, 1967
95. Grafi A.
Drăgan I. - Laminarea profilelor
Editura Tehnică, București, 1967

96. Ojikev I.U. - Procesele de deformare plastică a oțelurilor aliate și aliajelor neferoase speciale. București 1969 (Traducere din limba rusă).
97. Samul L. Hoyt - Metals properties, ASME Handbook - New-York, Toronto, London, 1954
98. Drian M. ș.a. - Laminarea oțelului Editura tehnică - București, 1966
99. Reynolds, A.H. Tegart M.G. - The deformation of some pure irons by high speed torsion over the temperature range 700-1200°C, JISI, vol.200, 1962
100. Monrocombe R. - The Plastic Deformation of metals. Cambridge. Edward Arnold Ltd, 1968
101. Ondraček B. et al. - Hydrostatic forward extrusion, Metal Treatment, martie 1966
102. Guenssler A. Castro R. - Hot workability of Alloy Steels, Metal Treatment and Drop Forging, iulie-octombrie 1959

.....