

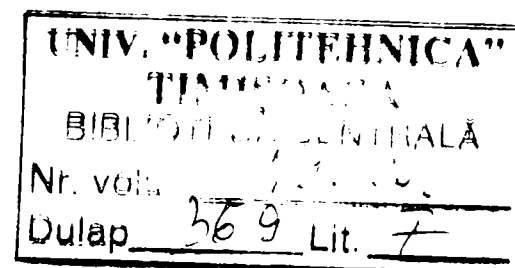
UNIVERSITATEA POLITEHNICA TIMIȘOARA

FACULTATEA DE MECANICĂ

Ing. Petru Lațcu

TEZĂ DE DOCTORAT

**CERCETĂRI TEORETICE ȘI EXPERIMENTALE ASUPRA
DORNURILOR FOLOSITE LA AUTOFRETAREA ȚEVILOR
DE ARTILERIE**



Conducător științific

Prof. Dr. Ing. Tudor Iclănzan

2006

INTRODUCERE

Aderarea la NATO a adus schimbari si in politica de aparare a Romaniei. Aceasta schimbare s-a conturat si in dotarea Ministerului Apararii Nationale (M.Ap.N.) cu anumite categorii de armamente.

In domeniul artileriei, se renunta, treptat la calibrele consacrate in Tratatul de la Varsovia, 100 mm, 125 mm, 152 mm, si se adopta artileria calibru NATO, 105 mm, 120 mm, 155 mm. Asimilarea in tara a unui tun-obuzier calibru 155 mm, s-a conturat ca dotarea cea mai urgenta a M.Ap.N.

Caracteristicile tehnico-tactice ale acestui tun-obuzier impun presiuni de serviciu in teava, foarte mari, iar solutiile clasice de fabricatie a tevilor de artilerie nu mai sunt eficiente. Solutia tehnica care s-a conturat pentru fabricatia acestui tun-obuzier a fost cu teava autofretata. Avand in vedere natura "confidentiala" a experientei tehnologice a producatorilor de tevi de tun autofretate, nu a fost posibil sa se obtina prin publicatii, comunicari sau discutii directe, date care sa contureze tehnologia de autofretare. Datele si informatiile la care s-a avut acces au fost generale, doar sa "convinga" un beneficiar sa comande tevi autofretate.

In lipsa unui Know-how propriu, a protejarii tehnologiilor de fabricatie de catre firmele specializate in fabricatia de tevi autofretate, cat si a costului exorbitant cerut pentru transferul Know-how, s-a conturat la nivel national, necesitatea unor cercetari proprii in domeniul fabricatiei de tevi de artilerie autofretate. In aceasta idee s-a hotarat finantarea cercetarilor privind autofretarea tevilor de artilerie de catre Ministerul Cercetarii si Tehnologiei prin programul "Orizont 2000". Pentru rezolvarea temei s-au conturat urmatoarele faze:

- proiectarea unei instalatii de autofretare;
- investitii pentru realizarea instalatiei de autofretare;
- insusirea tehnologiei de executie a tevilor autofretate.

Pentru prima faza a fost desemnat I.C.D.E.M. Bucuresti iar pentru celelalte doua faze S.C. Arsenal Resita S.A., intreprindere specializata in fabricatia de produse de artilerie, autorul acestei teze fiind desemnat ca director de program. Activitatea de cercetare prin "Orizont 2000", a inceput in anul 1996 si a continuat pana in anul 2000, unele faze ale cercetarii fiind finantate pana in anul 2002, prin programe departamentale ale M.Ap.N.

Lucrarea de fata a fost elaborata pe baza cercetarilor desfasurate de S.C.Arsenal Resita S.A. pentru insusirea tehnologiei de autofretare. S-a avut in vedere prezentarea cercetarilor in special pentru definirea sculei de autofretare, dar tehnologia in ansamblu, ramane protejata si nu se publica in prezenta lucrare.

La realizarea obiectivelor tezei am colaborat cu:

- I.C.D.E.M Bucuresti, proiectantul instalatiei de autofretare IAFD-500;
- Universitatea Politehnica din Timisoara, Facultatea de Mecanica, Catedra Tehnologia Constructiilor de Masini, unde s-au efectuat incercarile pe esantioane;
- S.C.Arsenal Resita S.A. unde s-au executat sculele de autofretare si unde pe instalatia de autofretare IAFD-500 s-a experimentat industrial procedeul de autofretare mecanica cu scula tip dorn.

Folosesc acest prilej pentru a aduce multumiri si respectul cuvenit domnului prof. dr. ing. Tudor Iclanzan pentru intelegerea, indrumarea competenta si sprijinul acordat pe perioada elaborarii tezei. Multumesc domnului prof. dr. ing. I. Dumitru pentru sprijinul acordat in probleme de rezistenta materialelor si domnului conf. dr. ing. V. Seiculescu

pentru ajutorul acordat la modelarea cu element finit. De asemenea doresc sa multumesc personalului S.C. Arsenal Resita S.A. si in special dr.ing.Ioan Ciorba, pentru ajutorul dat.

In final , dar nu in ultimul rand, multumesc familiei mele pentru increderea, intelegerea, rabdarea si ajutorul acordat.

Autorul

Octombrie 2006

INTRODUCERE

Cap . 1	STADIUL ACTUAL AL FABRICATIEI TEVILOR DE ARTILERIE	1
1.1	Generalitati despre teville de artilerie	1
1.2	Tevi de artilerie-Constructie-Solicitari	3
1.3	Tevi de artilerie compuse	8
1.3.1	Tevi de artilerie fretate	9
1.4	Tevi de artilerie autofretate	10
1.5	Procedee tehnologice cunoscute de autofretare a tevilor de artilerie	21
1.6	Materiale romanesti utilizate in constructia tevilor de artilerie	24
	Concluzii	26
Cap. 2	OBIECTIVELE CERCETARII SI METODE DE LUCRU	27
Cap. 3	STUDIU TEORETIC PRELIMINAR AL SCULEI DE AUTOFRETARE IN PROCESUL AUTOFRETARII	29
3.1	Generalitati	29
3.2	Forta de impingere a sculei	31
3.3	Unghiul de atac al sculei	31
3.4	Lungimea de calibrare a sculei	32
3.5	Dimensiunile sculei	32
3.6	Uzura sculei	32
3.7	Deformatia elastica si plastica a sculei	33
3.8	Viteza de avans	35
3.9	Evitarea gripajului sculei, reducerea frecarii, ungerea	35
3.10	Materiale pentru sculele de autofretare. Selectia materialelor	37
	3.10.1 Clasificarea generala a otelurilor de scule in functie de aplicatii	37
	3.10.2 Principii de selectie a otelurilor de scule	38
	3.10.3 Principalele grupe de utilizare a otelurilor	38
	3.10.4 Factori de selectie a performantelor	41
	3.10.4.1 Rezistenta la uzare	42
	3.10.4.2 Tenacitatea si limita de curgere	42
	3.10.4.3 Duritatea la cald	43
	3.10.4.4 Calibilitatea	43
	3.10.5 Selectia materialelor pentru fabricatia dornurilor de autofretare	46
	3.10.5.1 Alegerea categoriei de solicitare	46
	3.10.5.2 Alegerea marcilor de material	47
	3.10.6 Tratamente termice pentru materialele sculelor de autofretare	51
	3.10.6.1 Oteluri aliate	51
	3.10.6.2 Oteluri rapide	57
3.11	Suprainaltarea sculei	62
3.12	Deformatia remanenta a semifabricatului	62
	Concluzii	63

Cap.4 EXPERIMENTE DE LABORATOR PENTRU CONFIRMAREA PARAMETRILOR SI STABILIREA GEOMETRIEI SCULELOR, LA SCARA REDUSA	63
4.1 Generalitati	64
4.2 Semifabricate utilizate	64
4.3 Stabilirea conditiilor de experimentare	66
4.4 Planul de experimentare	70
4.5 Montajul experimental	71
4.6 Rezultatele experimentale	76
4.6.1 Forta de presare	76
4.6.2 Deformatia radiala a probei	80
4.6.3 Viteza de deplasare a sculei	84
4.7 Experimentari de autofretare cu scula tip dorn, la scara redusa, pentru determinarea unghiului optim al sculei	85
4.7.1 Stabilirea conditiilor de experimentare	85
4.7.2 Rezultatele experimentale	86
4.7.3 Interpretarea rezultatelor	87
4.8 Experimentari de laborator, pe esantioane reduse, cu dornuri din materiale diferite dar avand aceeasi geometrie	95
4.8.1 Stabilirea conditiilor de experimentare	96
4.8.2 Rezultatele experimentale	96
Concluzii	99
Cap. 5 STUDIUL COMPORTARII DORNURILOR DE AUTOFRETARE IN PROCESUL AUTOFRETARII TEVELOR SI DETERMINAREA UZURII LOR PRIN EXPERIMENTARE PE INSTALATIA INDUSTRIALA IAFD 500	101
5.1 Experimente cu dornuri pe esantioane extinse	101
5.1.1 Conditii de experimentare	101
5.1.2 Semifabricate utilizate	101
5.1.3 Dornuri utilizate la experimentarea pe esantioane extinse	104
5.1.4 Forta axiala de impingere	108
5.1.5 Deformatia remanenta	108
5.1.6 Evitarea gripajului sculei	108
5.1.7 Instalatia de autofretare folosita IAFD-500	109
5.1.7.1 Descrierea instalatiei	109
5.1.7.2 Functionarea instalatiei	109
5.1.7.3 Verificari la instalatia IAFD 500	110
5.1.8 Rezultate experimentale	114
5.2 Experimente cu dornuri pe tevi de artilerie, la scara naturala	116
5.2.1 Conditii de experimentare	116
5.2.2 Semifabricate utilizate	116
5.2.3 Dornuri utilizate	118
5.2.3 Forta axiala	118
5.2.4 Deformatia remanenta	118
5.2.5 Determinarea uzurii dornurilor	119
5.2.6 Defecte posibile ale dornurilor la autofretare	120
Concluzii	121

	Pagina
Cap. 6 SIMULAREA COMPORTARII SCULELOR LA AUTOFRETAREA MECANICA CU DORN UTILIZAND METODE DE ANALIZA CU ELEMENT FINIT	122
6.1 Generalitati	122
6.2 Realizarea modelului geometric al dornului	122
6.3 Simularea starii de tensionare-deformare prin metoda elementului finit	123
6.3.1 Analiza prin Mediul ANSYS DESIGN SPACE	124
6.3.2 Analiza cu programul VISUAL NASTRAN	128
6.4 Simularea dinamca a procesului de autofretare sub mediul VISUAL NASTRAN	131
Concluzii	133
Cap.7 COMPARAREA REZULTATELOR, CONCLUZII FINALE, CONTRIBUTII PROPRII, PERSPECTIVE	134
7.1 Compararea rezultatelor	134
7.2 Concluzii finale	139
7.3 Contributii proprii	141
7.4 Perspective	142
BIBLIOGRAFIE	143
ANEXE	148

CAPITOLUL 1

STADIUL ACTUAL AL FABRICATIEI TEVELOR DE ARTILERIE

1.1 GENERALITATI DESPRE TEVILE DE ARTILERIE

Piesa de artilerie modernă este o mașină de luptă complicată, compusă din diferite mecanisme.

În funcție de destinația lor, piesele de artilerie, se deosebesc ca aspect exterior unele de altele, dar ca principiu de construcție și funcționare, principalele părți și mecanisme ale tuturor, se aseamănă foarte mult între ele.

Părțile principale ale oricărei piese de artilerie sunt următoarele:

- țeava cu închizătorul;
- legătura elastică;
- afetul;
- aparatele de ochire.

Țeava este principalul subansamblu și servește pentru a arunca proiectilul în direcția și la distanța dorită, dându-i în același timp o mișcare de rotație în jurul axului său, iar din punct de vedere economic, prin preț, cât și tehnologic, prin execuție, țeava este subansamblul reprezentativ pentru tunuri și obuziere.

Teava are rolul de a transforma energia de destindere a gazelor rezultate din arderea pulberii încărcăturii de azvarlire, în lucru mecanic de deplasare a proiectilului. Ansamblul teava asigură condiții optime pentru încărcarea munitiei, inițiere și ardere a încărcăturii de azvarlire, obturare și deplasare a proiectilului în teava.

Principala componentă a ansamblului teava este tubul țevii. Acesta poate fi de tip monobloc sau compus. Canalul țevii conține: camera de încărcare, conul de fortare și partea ghintuită. Conul de fortare racordează camera de încărcare cu partea ghintuită. Capatul din față al tubului țevii este filetat la exterior pentru fixarea franei de gura. Frana de gura este de tip cu o singură cameră și are rolul de a reduce impulsul masei reculante din timpul tragerii.

La partea din spate a tubului țevii se montează mecanismul închizător. Pe exteriorul părții din mijloc al tubului țevii se montează ejectorul, ce asigură evacuarea pe la gura țevii a gazelor generate în canalul țevii pe timpul tragerii, protejând personalul de deservire situat în spatele țevii, contra efectului nociv al acestora.

Din condiții de manevrabilitate cât și din motive tehnologice, lungimea țevii se limitează (maxim 52...60 calibre, pentru tunurile de calibru mijlociu și mare).

Principala posibilitate, economică și tehnică, de marire a bătăii unei piese de artilerie, este creșterea presiunii în camera de încărcare. [51. 52]

Realizarea unei presiuni interioare mari în camera de încărcare, conduce la îngroșarea excesivă a pereților țevii, deoarece în pereții țevii se creează eforturi unitare mari, iar conform ipotezelor de rupere a materialelor acestea nu trebuie să depășească anumite limite admisibile.

Îngroșarea excesivă a pereților țevii prezintă dezavantaje constructive, în proiectarea celorlalte subansamble, în creșterea greutateii materialului de artilerie, deoarece greutatea țevii reprezintă o treime din greutatea piesei de artilerie, în realizarea semifabricatului și în realizarea tratamentului termic al țevii. De aceea se caută metode constructive și tehnologice pentru creșterea presiunii de lucru fără îngroșarea excesivă a pereților țevii, prezentate în continuare.

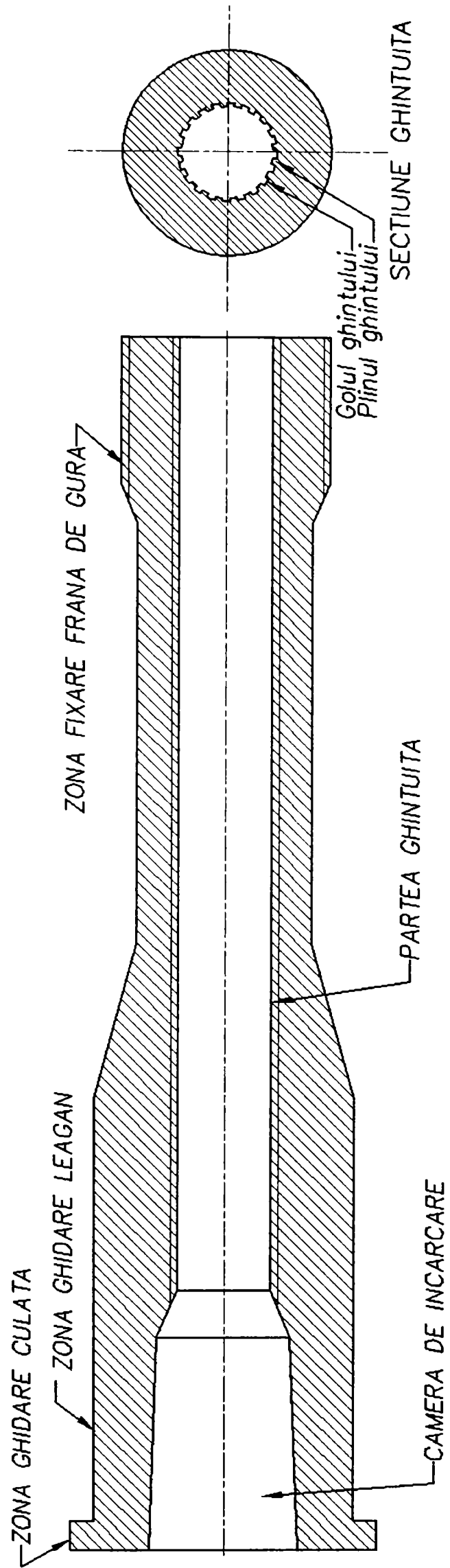


Fig.1.1 Părțile principale ale unei țevi de artilerie

1. 2 ȚEVI DE ARTILERIE –CONSTRUCTIE -SOLICITARI

2.1 . ȚEAVA SIMPLĂ-CONSTRUCTIE (monobloc) (Fig.1.2)

Se execută dintr-un singur tub rezistent de oțel, iar pereții acestei țevi nu au nici un fel de tensiuni interne create pe cale artificială, cu excepția acelor care ar putea apărea datorită tratamentului termic.

După executarea probei individuale de tragere, în pereții țevii pot apărea mici tensiuni interne datorită ecruisajului balistic.

Presiunile de serviciu pe care le suportă o astfel de țevă se limitează de regulă la 300...350 Mpa, peste această limită apărând deformații remanente la interior, ceea ce duce la uzura rapidă a țevii.

Majoritatea produselor de artilerie din înzestrarea armatei sunt țevi simple.

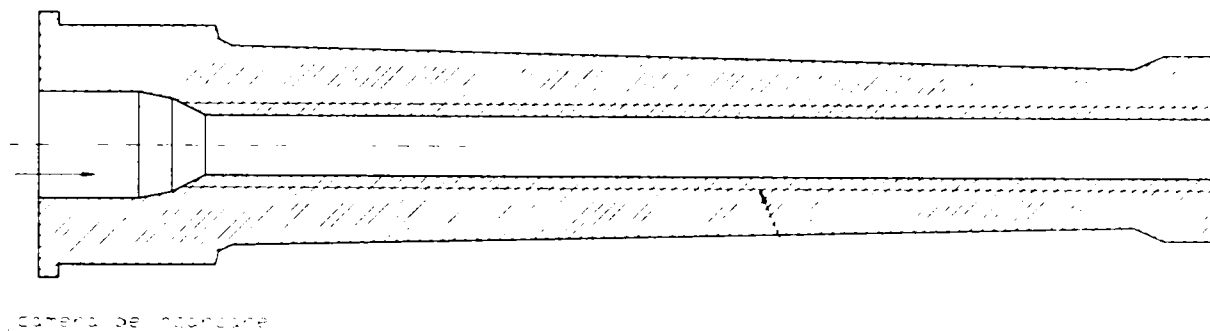


Fig.1.2 Secțiune longitudinală printr-o țevă simplă

La proiectarea țevelor gurilor de foc trebuie rezolvate două probleme:

- determinarea tensiunilor care apar în pereții țevii în timpul tragerii;
- determinarea dimensiunilor geometrice ale țevii pe baza alegerii rezistențelor admisibile cu un anumit coeficient de siguranță.

Rezolvarea primei probleme se reduce la alegerea unei anumite teorii de rezistență cu ajutorul căreia să calculăm un efort unitar echivalent care, comparat cu tensiunea limită simplă determinată experimental, să ne indice comportarea metalului sub acțiunea oricărui sistem de tensiuni compuse.

Efortul unitar echivalent este efortul unitar principal al unui element imaginar supus la întindere, executat din același material cu elementul dat și care se afla într-o stare de tensiune tot așa de periculoasă ca și elementul dat.

În proiectarea țevelor gurilor de foc, pentru a avea o siguranță mai mare împotriva fenomenelor nedorite, starea de tensiune limită o considerăm la apariția deformațiilor plastice. De aceea la stabilirea relațiilor de calcul, se ia limita elastică a materialului σ_e .

Limita elastică (σ_e) este efortul unitar la a cărei depășire iau naștere deformații permanente foarte mici (0,001...0,03%). Practic se adoptă ca limita de elasticitate efortul unitar care îi corespunde o alungire permanentă longitudinală a unei epruvete egală cu 0,002% din lungimea ei.

$$\sigma_e = 0,9 \sigma_c$$

În construcția țevelor artileriei moderne limita elastică a oțelurilor folosite variază între 80.....110 kgf/mm².

Intrucât în locul eforturilor unitare principale se folosește efortul unitar echivalent, fapt ce duce la o oarecare eroare în aprecierea rezistenței, trebuie ca în calculul de

rezistentă să fie introdus un anumit coeficient de siguranță (c). Acest coeficient de siguranță se introduce în calcule prin faptul că se consideră presiunea din interiorul țevii (p_i) mai mare decât presiunea reală.

Odată cu introducerea în calcul a coeficientului de siguranță se ține seama de toți factorii care nu pot fi luați în considerare pe cale analitică, dar care au influență asupra rezistenței țevilor și care depind de:

- teoria de rezistență care stă la baza formulelor de calcul;
- omogenitatea materialului folosit pentru fabricarea țevilor;
- prezența tensiunilor interne din țevi care pot mări sau micșora rezistența țevii;
- gradul de precizie cu care a fost rezolvată problema balisticii interioare, de reprezentare a curbei presiunilor, de modificare a acestei curbe datorită modului variabil de ardere a încărcăturii de pulbere, de modificare a temperaturii pulberii, etc.
- modificarea caracteristicilor mecanice ale metalului țevii în funcție de temperatura de încălzire a țevii în cazul regimurilor limită de tragere.

Teoriile de rezistență mai uzuale folosite în calculul țevilor de artilerie (tuburi cu pereți groși) sunt următoarele [85] [86]:

- teoria deformației specifice maxime (teoria a II-a)
- teoria efortului unitar tangențial maxim (CH. COULOMB) (teoria a III-a)
- teoria energiei de deformare modificatoare de formă (Huber-Hencky-Mises).

SOLICITĂRI DE REZISTENȚĂ LA TEAVA DE ARTILERIE SIMPLĂ

2.2.1 SOLICITĂRI CONFORM TEORIEI DEFORMĂȚIEI SPECIFICE MAXIME (TEORIA A II-A)

Starea limită se atinge atunci când alungirea maximă din tub atinge valoarea alungirii corespunzătoare stării limită de la solicitarea de întindere simplă. Luând ca stare limită valoarea limitei de elasticitate, se poate scrie:

$$\varepsilon_{\max.} = \frac{1}{2} [\sigma_1 - \nu(\sigma_2 + \sigma_3)] = \frac{1}{E} \sigma_e = \varepsilon_e \quad (1.18)$$

deci:

$$\sigma_{ech} = \sigma_1 - \nu(\sigma_2 + \sigma_3) \quad (1.19)$$

În cazul țevilor de tun, solicitate la o presiune interioară, alungirea maximă este dată de expresia deformației specifice circumferențiale ε_φ

$$\varepsilon_{\max.} = \varepsilon_\varphi = \frac{1}{E} [\sigma_\varphi - \nu(\sigma_r + \sigma_z)] = \frac{\sigma_e}{E} \quad (1.20)$$

Valoarea maximă a alungirii specifice apare în cazul tubului cu capete deschise $(\sigma_z)_d = 0$

Înlocuind pe $D=D_1$, se obține:

$$\varepsilon_{\max.} = \varepsilon_\varphi = \frac{p}{E} \left(\frac{k^2 + 1}{k^2 - 1} + \nu \right) = \frac{\sigma_e}{E} \quad (1.21)$$

În baza relației (1.16) se pot stabili relațiile de verificare și dimensionare:

- pentru verificare

$$p_{\max.} \leq \frac{\sigma_e}{\frac{k^2 + 1}{k^2 - 1} + \nu} \quad (1.22)$$

-pentru dimensionarea grosimii relative a peretelui $k = \frac{D_2}{D_1}$

$$k_{\min} = \sqrt{\frac{\sigma_e + p(1 - \nu)}{\sigma_e - p(1 + \nu)}} \quad (1.23)$$

daca $\nu = 1/3$ relatia de mai sus devine:

-pentru verificare

$$p_{\max} \leq \frac{3}{2} \sigma_e \frac{k^2 - 1}{2k^2 + 1} \quad (1.24)$$

pentru dimensionare:

$$k_{\min.} = \sqrt{\frac{3\sigma_e + 2p}{3\sigma_e - 4p}} \quad (1.25)$$

daca $\nu = 1/2$ relatia (1.22) si (1.23) devin:

-pentru verificare:

$$p_{\max} \leq \frac{2}{3} \sigma_e \frac{k^2 - 1}{k^2 + 1} \quad (1.26)$$

-pentru dimensionare:

$$k_{\min.} = \sqrt{\frac{2\sigma_e + p}{2\sigma_e - 3p}} \quad (1.27)$$

impartind membrul drept al relatiei (1.24), cu k^2 , obtinem:

$$p_{\max} = \frac{3}{2} \sigma_e \frac{1 - \frac{1}{k^2}}{2 + \frac{1}{k^2}} \quad \text{si considerand } k \rightarrow \infty, \text{ obtinem:}$$

$$\frac{\lim. p_{\max.}}{k \rightarrow \infty} = \frac{\lim.}{k \rightarrow \infty} \left(\frac{3}{2} \sigma_e \frac{1 - \frac{1}{k^2}}{2 + \frac{1}{k^2}} \right) = \frac{3}{4} \sigma_e$$

facand acelasi artificiu cu relatia (1.26) obtinem:

$$\frac{\lim. p_{\max.}}{k \rightarrow \infty} = \frac{\lim.}{k \rightarrow \infty} \left(\frac{2}{3} \sigma_e \frac{1 - \frac{1}{k^2}}{3 + \frac{1}{k^2}} \right) = \frac{2}{3} \sigma_e$$

Concluzie: considerand ca teava de artilerie ar avea o grosime infinita, rezulta ca presiunea maxima suportabila nu poate depasi 75% din limita elastica (σ_e) a materialului pentru a nu apare deformatii permanente.

Din practica proiectarii tevilor de artilerie se admite ca grosime maxima a peretelui tevii un calibru , ceea ce conduce la $K=3$ si deci la o presiune $p_{max.}=0,63 \sigma_e$

SOLICITARI CONFORM TEORIEI EFORTULUI UNITAR TANGENTIAL MAXIM Teoria a III-a (CH. COULOMB)

Starea limita apare cand tensiunea tangentiala maxima atinge valoarea tensiunii tangentiale corespunzatoare starii limita de la intinderea simpla [3] [13] [82]

Luand ca stare limita pe σ_e , careia ii corespunde o tensiune tangentiala $\tau_e = \frac{\sigma_e}{2}$

se obtine:

$$\tau_{max.} = \tau_3 = \frac{\sigma_1 - \sigma_2}{2} \quad \text{unde , in cazul tubului cu pereti grosi sollicitat de o}$$

presiune interioara p,

$$\sigma_1 = \sigma_\varphi$$

$$\sigma_2 = \sigma_r = -p$$

rezulta:

$$\sigma_e = \sigma_\varphi - \sigma_r$$

$$\sigma_e = \sigma_\varphi + p$$

Intr-o teava de artilerie supusa doar la presiune interioara p, suma $\sigma_\varphi + p$ este maxima la interior, deci $D=D_1$

rezulta:

$$\sigma_e = (\sigma_\varphi - \sigma_r) = \frac{2 \frac{D_2^2 p}{k^2 - 1}}{D^2} \quad (1.29)$$

$$\sigma_e = \frac{2k^2}{k^2 - 1} p$$

$$\tau_{max.} = \frac{\sigma_e}{2} = \frac{k^2}{k^2 - 1} p \quad (1.30)$$

$$\text{verificare: } p_{max.} = \sigma_e \frac{k^2 - 1}{2k^2} \quad (1.31)$$

$$\text{dimensionare: } k_{min.} = \sqrt{\frac{\sigma_e}{\sigma_e - 2p}} \quad (1.32)$$

$$\lim_{k \rightarrow \infty} \frac{p_{\max.}}{k} = \frac{\lim_{k \rightarrow \infty} \sigma_e \frac{1 - \frac{1}{k^2}}{2}}{2} = \frac{\sigma_e}{2}$$

rezulta: conform acestei teorii de rezistenta presiunea ce suporta o teava de artilerie cu o grosime infinita are valoarea $\sigma_2 / 2$.

$$\lim_{k \rightarrow \infty} \frac{p_{\max.}}{k} = \frac{\lim_{k \rightarrow \infty} \sigma_e \frac{1 - \frac{1}{k^2}}{2}}{2} = 0,444\sigma_e$$

Pentru o teava de artilerie cu grosimea peretelui egala cu un calibru, $K=3$, tensiunea maxima este $0,444\sigma_e$. Marirea grosimii peretilor tevii peste valoarea $k=3$ nu face decat cresterea greutatii tevii, cresterea consumului de material si a pretului de cost.

SOLICITARI CONFORM TEORIEI ENERGIEI DE DEFORMATIE MODIFICATOARE DE FORMA (Huber-Hencky-Mises)- Teoria a-V-a

Degradarea unui corp solid se produce prin modificarea formei acestuia, volumul ramanand constant. Conform acestei teorii, doar energia de deformatie modificatoare de forma trebuie considerata drept cauza a distrugerii materialului. [3] [13] [82]

Aceasta teorie admite ca distrugerea tubului solicitat, incepe atunci cand in dreptul unui punct al acestuia, energia specifica de deformatie modificatoare de forma, devine egala cu cea corespunzatoare momentului aparitiei distrugerii epruvetei incercate la tractiune simpla.

$$\text{Conform acestei teorii } \sigma_{ech.} = \frac{\sqrt{3}}{2} \left(\sigma_{\varphi} - \sigma_r \right) \quad (1.33)$$

Inlocuind pe σ_{φ} cu expresia sa, $D=D_1$ si $k=D_2 / D_1$ rezulta:

$$\sigma_{ech.\max.} = \frac{\sqrt{3}}{2} \frac{2k^2}{k^2 - 1} p \leq \sigma_e \quad (1.34)$$

$\sigma_{ech.\max.}$ apare pe stratul interior al tevii si poate fi inlocuit al limita cu σ_e sau cu σ_c . In Anglia se utilizeaza in dimensionarea tevilor de tun σ_c , admitandu-se ca teava se comporta bine chiar si atunci cand se atinge limita de curgere pe stratul interior, admitandu-se chiar deformatii specifice mici, de ordinul $3 \cdot 10^{-4} \dots 7 \cdot 10^{-4}$ mm.

$$\text{Expicitand relatia (1.33) se poate scrie: } \sigma_{\varphi} + p = \frac{2}{\sqrt{3}} \sigma_{ech.} \quad (1.35)$$

$$\text{Efectuand obtinem: } \sigma_{\varphi} + p = 1,15\sigma_{ech.}$$

$$\text{Sau } \sigma_{\varphi} + p = \beta\sigma_{ech.}$$

In Anglia se considera: $\beta = 1,11$ pentru $k > 1,5$

$$\beta = 0,22k + 0,73 \quad \text{pentru } k \leq 1,5$$

In baza teoriei se utilizeaza doua relatii de calcul:

$$\text{-formula teoretica} \quad \sigma_{ech} = \sqrt{3} \frac{k^2 p}{(k^2 - 1)} \leq \sigma_e \quad (1.36)$$

$$\text{-formula practica:} \quad \sigma_{ech} = \frac{2k^2 p}{\beta(k^2 - 1)} \leq \sigma_c \quad (1.37)$$

Si pentru verificare rezulta doua relatii:

$$p_{max.} \leq \frac{k^2 - 1}{\sqrt{3}k^2} \sigma_e \quad (1.38)$$

$$p_{max.} \leq \beta \frac{k^2 - 1}{2k^2} \sigma_c \quad (1.39)$$

$$\text{In relatia (1.38)} \quad \lim_{k \rightarrow \infty} p_{max.} = \lim_{k \rightarrow \infty} \frac{1 - \frac{1}{k^2}}{\sqrt{3}} \sigma_e = 0,57 \sigma_e$$

Conform acestei teorii presiunea maxima admisa intr-o teava este 0,57 σ_e

Pentru k=3 se obtine $p_{max.} = 0,51 \sigma_e$

In relatia (1.39) impartind cu k^2 rezulta:

$$\lim_{k \rightarrow \infty} p_{max.} = \lim_{k \rightarrow \infty} \frac{1 - \frac{1}{k^2}}{2} \beta \sigma_c = 0,5 \sigma_c$$

Pentru k=3 se obtine: **$p_{max.} = 0,493 \sigma_c$**

Pentru dimensionare se pot utiliza relatiile:

$$K_{min} = \sqrt{\frac{\sigma_e}{\sigma_e - \sqrt{3}p}} \quad (1.40)$$

$$K_{min.} = \sqrt{\frac{\beta \sigma_c}{\beta \sigma_c - 2p}} \quad (1.41)$$

Din literatura de specialitate pe plan mondial, rezulta ca cele mai utilizate teorii pentru dimensionarea tevilor simple de artilerie sunt [2][32][42][51][52]:

- teoria efortului unitar tangential maxim (Coulomb);
- teoria energiei modificatoare de forma (Huber-Hencky-Mises)

1. 3 ȚEVILE DE ARTILERIE COMPUSE

Sunt acele țevi la care înaintea primei trageri, în mod voit s-au creat în pereții țevii tensiuni, prin diverse procedee constructive sau tehnologice, cu scopul de îmbunătățire a unui parametru de exploatare.

Țeava simplă, calculată după teoria deformațiilor liniare maxime, așa cum s-a văzut în capitolul anterior, nu poate depăși o anumită presiune interioară p_i , chiar dacă raportul razelor ar crește considerabil de mult.

Astfel , valoarea maximă în cazul grosimilor accesibile din punct de vedere practic este de :

$$P_1 = 0,63 \sigma_e \text{ - conform teoriei II}$$

$$P_1 = 0,44 \sigma_e \text{ -conform teoriei Huber –Hencky-Mises}$$

Explicația constă în aceea că în tuburile cu pereți groși încărcate cu presiune interioară, eforturile unitare σ_r și σ_t se amortizează foarte repede, pe măsură ce ne depărtăm de suprafața interioară, iar staturile exterioare ale materialului sunt puțin încărcate, de aceea îngroșarea pereților nu este însoțită de o marire proporțională a rezistenței.

În cazul în care țeava trebuie să suporte o presiune mai mare, ea se construiește din două tuburi (sau chiar mai multe), ce se fretează (montează) la cald, unul în interiorul celuilalt.

1.3.1 ȚEVI DE ARTILERIE FRETATE

În cazul în care țeava trebuie să suporte o presiune mai mare, ea se construiește din două tuburi, ce se fretează (montează) la cald, unul în interiorul celuilalt. Eforturile unitare tangențiale, care apar la fretare, sunt de compresie pentru tubul interior iar la cel exterior de întindere.

După teoria deformațiilor maxime, o țeavă de artilerie, fretată, admite presiunea interioară p_i :

$$p_i = \frac{3}{2} \left(\sigma_e + \frac{T_1}{3} \right) \frac{r_e^2 - r_i^2}{2r_e^2 + r_i^2} \quad (1.42) \quad [52]$$

unde:

p_i = presiunea interioară admisibilă

r_e = raza exterioară a cilindrilor cuprinzători

r_i = raza interioară (calibrul) cilindrilor cuprinși

r_2 = raza de îmbinare a celor doi cilindri fretați

T_1 = tensiunea de fretare ($T_1 = \max. 0,75 \sigma_e$)

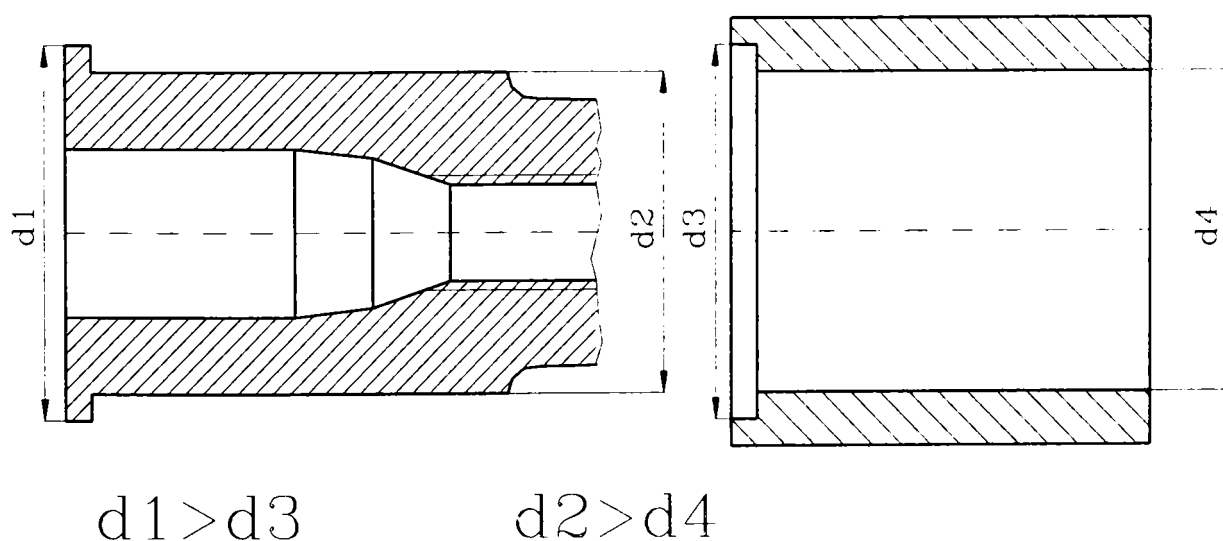


Fig.1. 3 Principiul fretării țevelor de artilerie

1.3.2 PROCEDEE TEHNOLOGICE DE FRETARE A ȚEVILOR DE ARTILERIE

Fretajul se poate realiza prin diverse procedee constructive.

După modul de realizare a fretării, țevile fretate pot fi : [51]

- țevi fretate cu inele;
- țevi fretate cu tub;
- țevi fretate cu sârmă;
- țevi fretate cu manșon.

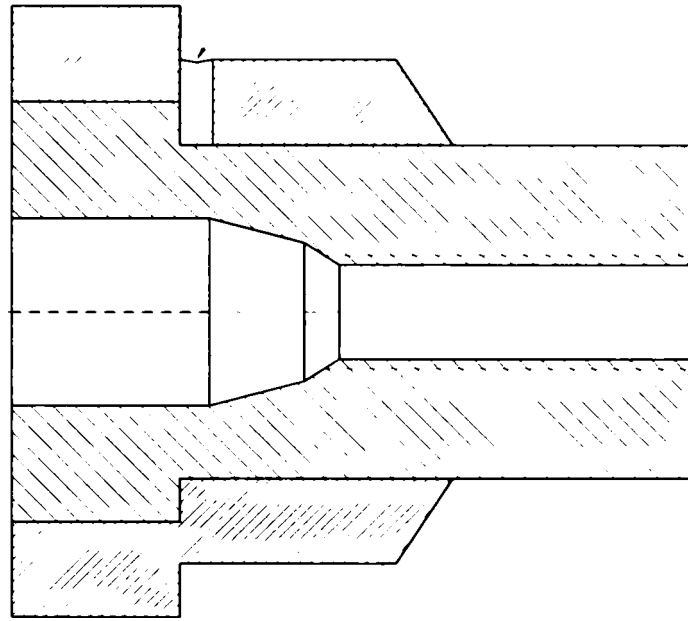


Fig.1.4 Țeavă fretată cu manșon

Mansonul freteaza teava pe o anumita portiune din lungimea sa. Fretarea cu manson este mai perfectionata, deoarece mansonul preia si unele eforturi de incovoiere la care este supusa teava.

Prin acest procedeu la Uzina Mecanica Resita a fost realizata teava tunului calibru 125 mm, care permite o presiune de serviciu in camera de incarcare de 520 Mpa, montat pe tancul românesc P125, in anul 1987.

1.4 ȚEVI DE ARTILERIE AUTOFRETATE

Țeava autofretată se deosebeste de celelalte tipuri de țevi fretate prin faptul că tensiunile create in diferite straturi ale metalului nu se realizează prin asezarea unui strat peste celălalt, ci printr-o prelucrare speciala a unui semifabricat monobloc .

În procesul de autofretare semifabricatul tevii este supus la presiuni interioare inainte de tragere, depășind obligatoriu limita de elasticitate pe o anumita grosime din peretele țevii.

Procedeul tehnologic de autofretare a țăvilor de artilerie, constă in crearea la interiorul țevii a unei presiuni mari, controlate, ce va produce in pereții țevii tensiuni ce depășesc limita de curgere σ_c pe toată grosimea peretelui (in acest caz se va numi autofretaj total) sau pe o anumita grosime a peretelui (in acest caz se va numi autofretaj partial).

Când presiunea de autofretaj este înlăturată in țeavă vor ramâne deformații variabile in grosimea peretelui, maxime la interiorul țevii si minime la exterior . [8]

Pentru prima dată autofretarea a fost aplicată în anul 1907 de francezul L. Iacob, iar în anul 1912 inginerul francez S. Malavel a publicat o lucrare pe această temă. În anul 1913 în Franța a fost autofretată o țevă de tun calibrul 140 mm pentru testări.

În anul 1930 au început cercetări pe această temă și în Marea Britanie. Procedul s-a dezvoltat rapid în Marea Britanie, astfel încât în perioada 1939-1945 țevile tunurilor până la calibrul 152 mm s-au fabricat autofretate.

Deoarece procedeul tehnologic aplicat a fost cel hidrostatic (care prezintă o serie de inconveniente) începând cu anii 60 s-au încercat și alte procedee.

În anul 1963 în USA a fost autofretată o țevă calibrul 105 mm prin procedeul mecanic cu dom, care a fost supusă încercărilor comparative cu o țevă autofretată prin procedeul hidrostatic, amândouă având comportament similar.

Din punct de vedere al calculelor tensiunilor create prin autofretare, acestea la început s-au făcut în baza teoriei ruperii elastice la efortul de forfecare maxim (efortul tangential maxim) utilizat de A.E. Macrae. S-a constatat că multe țevi respinse la autofretare conform acestui principiu, au dat rezultate bune la încercări, ceea ce conduce la idea ca teoria efortului tangential maxim, adoptată pentru autofretare duce la supradimensionarea țevilor. Ca urmare în baza experienței dobândite în exploatarea țevilor autofretate în perioada celui de-al doilea război mondial, a fost elaborată metoda de calcul pentru autofretare a lui A.C. Warren, având la bază criteriul energiei de deformare modificatoare de formă, a lui Mises-Henckeii.

Această teorie este utilizată în prezent de toți fabricanții de țevi autofretate.

Autofretarea tuburilor cu pereți groși, în speta a țevilor de artilerie, constă în atingerea limitei de curgere σ_c în tubul supus la o presiune interioară, în tot peretele (autofretare totală), sau până la un anumit diametru intermediar D_c cuprins între diametrul interior D_1 și cel exterior D_2 (autofretare parțială) [3][13][82].

La înlăturarea presiunii de autofretaj (notată în continuare cu p_r), zona interioară va rămâne cu deformații remanente în timp ce zona exterioară ($D_2 - D_c$) tinde să revină complet la starea inițială, dar este împiedicată de zona interioară. Ca urmare, zona exterioară produce asupra zonei interioare tensiuni de compresiune. Țeava rezultată se numește țevă autofretată iar fenomenul autofretare.

Țeava se va comporta elastic, dacă este supusă unei presiuni interioare de lucru $p \leq p_F$.

Presiunea maximă pe care o admite o țevă autofretată, conform [52] este dată de relațiile:

$$p = \sigma_c \ln \frac{r_c}{r_1} + \sigma_c \frac{r_2^2 - r_c^2}{2r_2^2} \quad \text{conform teoriei alunecării (T3) (1.43)}$$

$$p = \frac{2}{\sqrt{3}} \sigma_c \ln \frac{r_c}{r_1} + \frac{1}{3} \sigma_c \frac{r_2^2 - r_c^2}{r_2^2} \quad \text{conform teoriei energiei de deformare (T5) (1.44)}$$

Dacă presiunea interioară continuă să crească, atunci deformările plastice se propaga pe grosimea tubului din interior spre exterior. Astfel tubul ajunge într-o stare elasto-plastică, formată din două zone:

- una interioară, cu deformări plastice;
- alta exterioară, cu deformări elastice.

Dacă presiunea interioară continuă să crească, la o presiune interioară suficient de mare notată p_{iL} , pe toată grosimea peretelui se realizează o stare de deformare plastică.

Pentru materialele care au un palier lung de curgere (cazul oțelurilor OHN3MA și OHN3MFA) se admite ca în starea plastică tensiunile tangențiale maxime sunt egale în toate punctele tubului și au valoarea tensiunii tangențiale de curgere τ_c .

Dacă se anulează acum presiunea interioară, în tub se vor menține tensiuni remanente. Partea exterioară a tubului, solicitată elastic, tinde să-și revină dimensiunile inițiale, în timp ce partea interioară, deformată plastic, se opune.

Ca urmare partea exterioară va exercita asupra celei interioare o presiune analogă celei de fretaj. Acest efect poartă numele de autofretaj și se utilizează în scopul de a mări presiunea interioară de lucru a țevii de artilerie.

Autofretarea țevelor de artilerie este un procedeu tehnologic de deformare elasto-plastic prin care capacitatea acestora crește în măsură însemnată față de aceeași țevă neautofretată. Creșterea capacității de încărcare se datorează pe de o parte stării de tensiune remanente din pereti iar pe de altă parte ecruisajului materialului.

Țeava după înlăturarea presiunii de autofretaj este cunoscută sub numele de țeava autofretată.

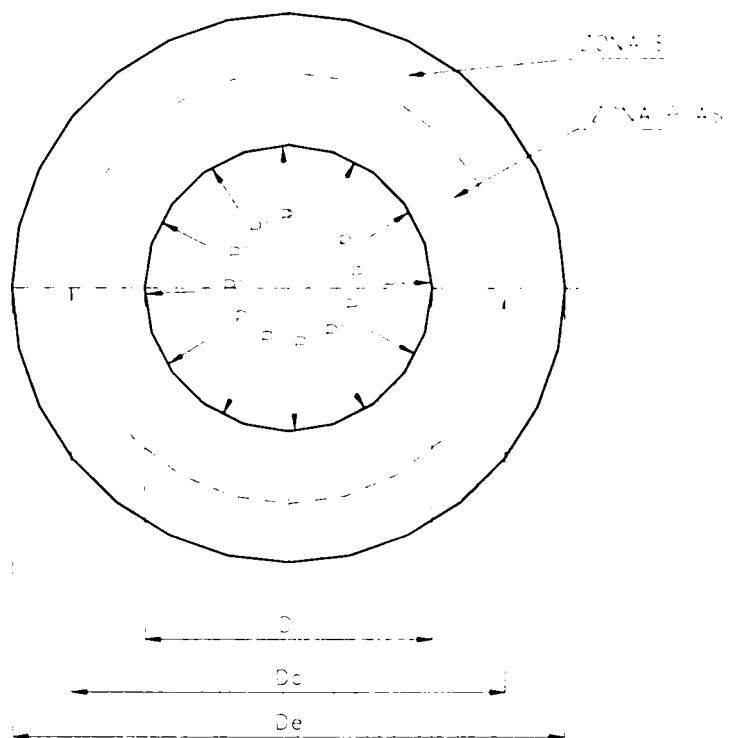


Fig.1.5 Țeavă autofretată parțial

La aplicarea relațiilor de calcul pentru solicitările elasto-plastice ce au loc în țeavă trebuie plecat de la schematizarea curbei caracteristice a materialului

Forma diagramei schematizate trebuie să fie asemănătoare cu forma diagramei caracteristice determinate experimental. Se disting două feluri de schematizări:

- schematizări prin linii drepte;
- schematizări prin linii curbe continue.

Schematizarea prin linii drepte se utilizează, în special, la calculul în domeniul plastic al materialelor care în domeniul elastic satisfac legea lui Hooke. Pentru simplificarea calculului se admite că limita de proporționalitate ar coincide cu limita de curgere a materialului. Schematizarea printr-o curbă continuă se adoptă în cazul materialelor care nu ascultă de legea lui Hooke [3][13][82].

Modul de schematizare în zona deformațiilor plastice depinde de forma diagramei reale și de mărimea porțiunii care trebuie schematizată în vederea calculului.

În cazul materialelor elasto-plastice, curba caracteristică se schematizează prin două drepte, de ecuații .

$$\begin{aligned} \sigma &= \varepsilon E && \text{pentru } 0 < \varepsilon < \varepsilon_c \\ \sigma &= \sigma_c = E_p (\varepsilon - \varepsilon_c) && \text{pentru } \varepsilon > \varepsilon_c \end{aligned}$$

unde ε_c este lungimea specifică corespunzătoare limitei de curgere, iar $E_p = \tan \beta_1$ modulul de plasticitate, egal cu panta dreptei adoptată, întocmai ca și modulul de elasticitate longitudinal $E = \tan \beta_0$. Modulul de plasticitate are valoare mult mai mică decât modulul de elasticitate.

Cum $\sigma_c = E \varepsilon_c$ putem scrie:

$$\sigma = \sigma_c \left(1 - \frac{E_p}{E} \right) + E_p \varepsilon \quad (1.45)$$

Acest mod de schematizare se adoptă în cazul materialelor elasto-plastice, materiale care nu au o limită de curgere pronunțată sau au un palier scurt de curgere.

Dacă palierul de curgere are o lungime mare, atunci zona deformațiilor plastice se poate schematiza printr-o linie orizontală ($E_p = 0$) cu ecuația $\sigma = \sigma_c$.

Această schematizare contribuie la simplificarea calculelor și se dovedește a fi destul de exactă în cazul oțelurilor cu un conținut mic de carbon și aluminiu. Ea se numește diagrama tip Prandtl [3][13][82].

Se consideră că materialul nu se întărește după depășirea limitei de curgere și nu se limitează pentru calcule lungimea dreptei orizontale din diagramă.

Materialul care corespunde acestei schematizări se numește ideal elasto-plastic.

Pentru stări liniare de tensiune s-a admis ca deformațiile plastice apar atunci când tensiunea maximă devine egală cu tensiunea corespunzătoare limitei de curgere a materialului. În starea oarecare de solicitare, apariția deformațiilor plastice se determină cu ajutorul criteriilor sau condițiilor de plasticitate. Prin ele se pot stabili ce relații trebuie să existe între tensiuni, pentru ca în tubul cu pereți groși deformabil să apară o stare plastică de solicitare. Criteriile de plasticitate constituie o extindere la calculul de plasticitate a teoriilor de rezistență. Prima formulare a condiției de plasticitate a fost elaborată de Saint Venant pe baza experiențelor lui H.E. Tresca. Ea admite ca apariția stării plastice se datorează creșterii **tensiunilor tangențiale maxime peste o anumită limită**. După această condiție de plasticitate, ea se produce atunci când tensiunea tangențială maximă devine egală cu tensiunea tangențială maximă corespunzătoare apariției curgerii epruvetei solicitate la întindere simplă.

$$\tau_{\max.} = \frac{\sigma_c}{2} \quad (1.46)$$

Acest criteriu admite ca în timpul procesului de plastificare, tensiunea tangențială maximă rămâne egală cu această valoare.

În cazul tuburilor cu pereți groși,

$$\begin{aligned} \sigma &= \sigma_\varphi - \sigma_r \\ \tau_{\max.} &= \frac{\sigma_\varphi - \sigma_r}{2} = \frac{\sigma_c}{2} \end{aligned} \quad (1.47)$$

La calculele de plasticitate se aplică și criteriul Huber-Hencky-Mises, conform căruia apariția deformațiilor plastice se datorează creșterii peste o anumită limită a **energiei de deformare modificatoare de formă**. Conform acestei condiții, starea

plastică apare atunci când energia de deformare devine egală cu cea care produce apariția curgerii în starea limită de tensiune.

$$U_{1f} = \frac{1+\nu}{3E} \sigma_c^2 \quad (1.48)$$

$$\sigma_{ech.} = \frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2} = \sigma_c \quad (1.49)$$

pentru $\sigma_1 = \sigma_\varphi$; $\sigma_2 = \sigma_r$; $\sigma_3 = \sigma_z = \frac{\sigma_\varphi + \sigma_r}{2}$

obținem:

$$\sigma_\varphi - \sigma_r = \frac{2}{\sqrt{3}} \sigma_c \quad (1.50)$$

$$\tau_{max.} = \frac{\sigma_c}{\sqrt{3}} \quad (1.51)$$

O altă constatare experimentală este că deformația volumică ε_v este numai elastică, chiar și în timpul deformațiilor plastice. Rezultă că deformația plastică se face la volum constant ($\nu = 0,5$).

Țeava de artilerie autofretată după teoria tensiunilor tangențiale maxime, curba caracteristică tip Prandtl

Pentru calcul considerăm țeava ca fiind compusă din două țevi [51][52][3][13]

- o teavă interioară sollicitată plastic la o presiune interioară p_f (de autofretaj) și

la o presiune exterioară p_c ;

- o teavă exterioară sollicitată elastic, la o presiune interioară p_c ;

D_1 – diametrul interior al teii supusă autofretării.

D_c – diametrul intermediar ce separă zona plastică de cea elastică.

D_2 – diametrul exterior al teii supusă autofretării.

$$\text{Se obține: } \sigma_r = -p_c - \sigma_c \ln \frac{R_c}{r} \quad (1.52)$$

$$\sigma_\varphi = \sigma_c \left(1 - \ln \frac{R_c}{r} \right) - p_c \quad (1.53)$$

$$\text{unde: } r = R_c = \frac{D_c}{2}$$

Înlocuind pe $r = \frac{D_1}{2} = R_1$ și $\sigma_r = -p_F$ se obține presiunea de autofretare (la

interiorul teii):

$$p_F = p_c + \sigma_c \ln \frac{R_c}{r} \quad (1.54)$$

Pentru zona elastică ($D_c - D_2$) – solicitată elastic cu presiunea interioară p_c , în baza teoriei a III-a de rezistență, se obține relația presiunii p_c :

$$p_c = \frac{D_2^2 - D_c^2}{2D_2^2} \sigma_c \quad (1.55)$$

a) TEAVA AUTOFRETATA TOTAL

presiunea de autofretaj va avea expresia:

$$p_f = \sigma_c \ln \frac{D_2}{D_1} \quad \text{sau} \quad p_f = \sigma_c \ln k$$

Pentru controlul autofretării este importantă cunoașterea deformațiilor sub presiunea de autofretaj, p_f . Verificarea autofretării se poate face prin măsurarea creșterii diametrului interior (εD_2)

$$\varepsilon_{fi2} = \frac{\sigma_{fi2}}{E} = \frac{u_2}{T_2} = \frac{\Delta D_2}{D_2} \quad (1.56)$$

unde ε_{fi2} este tensiunea tangentială la diametrul D_2 și tensiunea de autofretaj p_f

$$\{ \varepsilon_{fi2} D_2 \} = \frac{\sigma_c}{E} \Delta D_2 \quad (1.57)$$

B) TEAVA AUTOFRETATA PARTIAL

Presiunea de autofretaj va fi: $p_f = \sigma_c \ln a + \sigma_c \frac{b^2 - 1}{2b^2}$ (1.58)

Presiunea între zona plastică și cea elastică va avea valoarea:

$$p_c = \sigma_c \frac{b^2 - 1}{2b^2} \quad (1.59)$$

Tensiunile în țevă, sunt:

Pentru $r = \frac{D_1}{2}$ $\sigma_{r1} = -p_f$

$$\sigma_{\varphi 1} = \sigma_c - p_f$$

pentru $r = \frac{D_c}{2}$ $\sigma_{rc} = -p_c$

$$\sigma_{\varphi c} = \sigma_c - p_c$$

pentru $r = \frac{D_2}{2}$ $\sigma_{r2} = 0$

$$\sigma_{\varphi 2} = p_c \frac{2}{b^2 - 1}$$

deformația la diametrul exterior va fi:

$$\Delta D_2 = \varepsilon_{fi2} D_2 = \left\{ \frac{D_c}{D_2} \right\}^2 \frac{\sigma_c}{E} D_2 \quad (160)$$

iar creșterea diametrului exterior va fi:

$$\left\{ \varepsilon_{\varphi 2} D_2 \right\} = \frac{D_c^2}{D_2} \frac{\sigma_c}{E} \quad (1.61)$$

RELAȚII PENTRU CALCULUL ȚEVILOR DE ARTILERIE AUTOFRETATE, DUPA TEORIA EFORTULUI TANGENȚIAL MAXIM, CURBA CU INTARIRE

Calculul are la baza ipotezele și datele experimentale ale lui Malavel care admit ca:

- 1) deformațiile corpului depind numai de componentele tensiunilor în planul considerat (tensiuni circumferențiale) și nu de cele normale;
- 2) tensiunile și deformațiile, atât cele elastice cât și cele plastice, preexistente în material nu alterează omogenitatea și în mod sensibil modulul de elasticitate E și coeficientul lui Poisson, sunt independente de tensiunile și deformațiile de moment;
- 3) în anumite limite de ecrusare se poate aplica principiul suprapunerii efectelor;
- 4) secțiunea dreaptă se păstrează și după ecrusaj.

Malavel indică în sprijinul acestor ipoteze următoarele experimente:

- a) verificarea teoriei lui Coulomb pentru cilindri supuși la presiuni interioare. La cilindri supuși la presiune interioară până la spargere, ruperea se face după un plan înclinat, aproximativ la 45° .
- b) Un cilindru care înainte de autofretare se termină cu o secțiune dreaptă, după autofretare își păstrează secțiunea dreaptă. Aceasta arată că deformația longitudinală, ε_z , este constantă în grosimea peretelui;
- c) Conservarea volumului corpului prin deformare plastică;
- d) Tensiunea tangențială maximă este independentă de tensiunea longitudinală, ε_z .

A) TEAVA AUTOFRETATA TOTAL

Limita de curgere la diametrul exterior este atunci când deformația exterioară sub presiunea de autofretaj atinge valoarea:

$$\varepsilon_{\varphi 2} = \frac{\Delta D_2}{D_2} = \frac{5}{6} \frac{\sigma_c}{E} \quad (1.62)$$

presiunea de autofretaj, după Malavel, se calculează cu relația

$$p_F \left(1 + \frac{5}{6} \frac{E_p}{E} \right) = \sigma_c \ln k + \frac{5}{12} E_p \frac{\sigma_c}{E} (k^1 - 1) \quad (1.63)$$

Deformația specifică la interiorul tevi se calculează:

$$\varepsilon_{\varphi 1} = \frac{\Delta D_1}{D_1} = \left(\frac{\Delta D_2}{D_2} \right) k^2 - \frac{1}{3} \frac{p_F}{E} \quad (1.64)$$

Cresterea diametrului interior sub presiunea de autofretaj va fi:

$$\Delta D_1 = \frac{\Delta D_1}{D_1} D_1$$

Diametrul interior sub presiunea de autofretaj limită va fi:

$$D_1' = D_1 + \Delta D_1$$

Cresterea diametrului exterior sub presiunea de autofretaj va fi:

$$\Delta D_2 = \frac{\Delta D_2}{D_2} D_2$$

Diametrul exterior la autofretajul total va fi:

$$D_2 = D_2 + \Delta D_2$$

Dupa Malavel, deformația interioară a țevii după înlăturarea presiunii de autofretaj se calculează cu relația:

$$\left(\frac{\overline{\Delta D_1}}{D_1}\right) = \left(\frac{\Delta D_1}{D_1}\right) - \frac{1}{3} \frac{4k^2 + 1}{k^2 - 1} \frac{p_F}{E} \quad (1.65)$$

Cresterea diametrului interior dupa inlaturarea presiunii de autofretaj va fi:

$$\overline{\Delta D_1} = \frac{\Delta D_1}{D_1} D_1$$

iar diametrul interior este:

$$D_1'' = D_1 + \overline{\Delta D_1}$$

Dupa Malavel, deformația exterioară a țevii după înlăturarea presiunii de autofretaj se calculează cu relația:

$$\left(\frac{\overline{\Delta D_2}}{D_2}\right) = \left(\frac{\Delta D_2}{D_2}\right) - \frac{5}{6} \frac{2}{k^2 - 1} \frac{p_F}{E} \quad (1.66)$$

Cresterea diametrului exterior va fi:

$$\overline{\Delta D_2} = \frac{\Delta D_2}{D_2} D_2$$

iar diametrul exterior va fi:

$$D_2'' = \overline{\Delta D_2} + D_2$$

tensiunile in cazul autofretajului total sunt:

$$\sigma_{\varphi 1} = \sigma_c + E_p \frac{\overline{\Delta D_1}}{D_1} - p_F \quad (1.67)$$

$$\sigma_{r1} = -p_F$$

$$\sigma_{\varphi 2} = \sigma_c + \frac{2(p_F - \sigma_c \ln k)}{k^2 - 1} \quad (1.68)$$

$$\sigma_{r2} = 0$$

b) Țeavă autofretată parțial

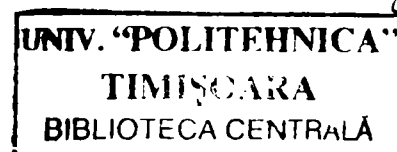
Presiunea de autofretaj, in cazul autofretajului parțial, se obține cu relația:

$$(p_F - p_c) \left(1 + \frac{5 E_p}{6 E}\right) = \sigma_c \ln a + \frac{E_p}{2} \left(\frac{\Delta D_c}{D_c}\right) (a^2 - 1) \quad (1.69)$$

unde:

p_c –presiunea la diametrul D_c si se calculează cu relația:

$$p_c = \sigma_c \frac{b^2 - 1}{2b^2} \quad (1.70)$$



Facem urmatoarele notații:

$$k = \frac{D_2}{D_1} \quad a = \frac{D_c}{D_1} \quad b = \frac{D_2}{D_c}$$

$$\frac{\Delta D_c}{D_c} = \frac{1}{E} \left\{ \frac{5}{6} \sigma_c - \frac{p_c}{3} \right\} \quad (1.71)$$

Pentru deformatii Malavel a stabilit relatiile:

$$\frac{\Delta D_1}{D_1} = \frac{\Delta D_c}{D_c} a^2 + \frac{p_c a^2 - p_f}{3E} \quad (1.72)$$

Cresterea diametrului interior in timpul autofretarii va fi:

$$\Delta D_1 = \frac{\Delta D_1}{D_1} D_1 \quad (1.73)$$

iar diametrul interior vor fi:

$$D_1' = D_1 + \frac{\Delta D_1}{D_1} D_1 \quad (1.74)$$

Deformatiile exterioare se calculeaza :

$$\frac{\Delta D_2}{D_2} = \frac{1}{b^2} \left\{ \frac{\Delta D_c}{D_c} + \frac{1}{3} \frac{p_c}{E} \right\} \quad (1.75)$$

$$\Delta D_2 = \frac{\Delta D_2}{D_2} D_2 \quad (1.76)$$

$$D_2' = D_2 + \Delta D_2 \quad (1.77)$$

Dupa indepartarea presiunii de autofretaj deformatiile dupa Malavel se calculeaza cu relatiile:

$$\overline{\frac{\Delta D_1}{D_1}} = \frac{\Delta D_1}{D_1} - \frac{\{4a^2 + 1\} - 5a^2 p_c}{\{3a^2 - 1\} E} \quad (1.78)$$

$$\overline{\Delta D_1} = \overline{\frac{\Delta D_1}{D_1}} D_1 \quad (1.79)$$

$$D_1'' = D_1 + \overline{\Delta D_1} \quad (1.80)$$

$$\overline{\frac{\Delta D_2}{D_2}} = \frac{1}{k^2} \overline{\frac{\Delta D_1}{D_1}} \quad (1.81)$$

$$\overline{\Delta D_2} = \overline{\frac{\Delta D_2}{D_2}} D_2 \quad (1.82)$$

$$D_2'' = D_2 + \overline{\Delta D_2} \quad (1.83)$$

TEVI DE ARTILERIE AUTOFRETATE DUPA TEORIA ENERGIEI DE DEFORMAȚIE MODIFICATOARE DE FORMĂ, CURBA TIP PRANDTL

Se fac următoarele ipoteze [3][13][82]

- materialul țevii este incompresibil, deci $\varepsilon = 0$, pentru întindere simplă $\nu = 0,5$
- materialul este ideal elasto-plastic (curba tip Prandtl)
- se admite condiția de plasticitate Huber-Hencky-Mises:

$$\sigma_{ech} = \sigma_c$$

- țeva este solicitată numai de presiunea interioară de autofretaj, p_F

A) CALCULUL PRESIUNII

Utilizând notațiile $k = \frac{D_2}{D_1}$, $a = \frac{D_c}{D_1}$, $b = \frac{D_2}{D_c}$ rezultă presiunea de autofretare:

$$p_F = \frac{\sigma_c}{\sqrt{3}} \left(1 - \frac{a^2}{k^2} + 2 \ln a \right) \quad (1.84)$$

Presiunea de autofretaj pentru care întregul tub este autofretat se obține pentru $a=k$

$$p_F = \frac{2}{\sqrt{3}} \sigma_c \ln k \quad (1.85)$$

B) CALCULUL DEFORMATIILOR

Calculul deformațiilor pentru țeva autofretată cu capete deschise ($\sigma_z = 0$) se fac cu relațiile:

$$\varepsilon_{\varphi 1} = \frac{\sqrt{3} \sigma_c}{2E} a^2 \quad (1.86)$$

creșterea de diametru este:

$$\Delta D_1 = \varepsilon_{\varphi 1} D_1 = \frac{\sqrt{3} \sigma_c}{2E} a^2 D_1 \quad (1.87)$$

$$\varepsilon_{\varphi 2} = \frac{\sqrt{3} \sigma_c}{2E} \frac{a^2}{k^2} \quad (1.88)$$

creșterea de diametru este:

$$\Delta D_2 = \varepsilon_{\varphi 2} D_2 = \frac{\sqrt{3} \sigma_c}{2E} \frac{a^2}{k^2} D_2 \quad (1.89)$$

Pentru țeva complet autofretată $a=k$ iar relațiile devin:

$$\varepsilon_{\varphi 1} = \frac{\sqrt{3} \sigma_c}{2E} k^2 \quad (1.90)$$

$$\varepsilon_{\varphi 2} = \frac{\sqrt{3} \sigma_c}{2E} \quad (1.91)$$

**ȚEVI DE ARTILERIE AUTOFRETATE DUPA TEORIA ENERGIEI DE
DEFORMATIE MODIFICATOARE DE FORMA (HUBER-HENCKY-MISES),
CURBA CU ÎNTĂRIRE**

În [82] sunt prezentate relațiile de calcul pentru tuburi cu pereți groși solicițate la o presiune interioară:

Presiunea la care apar deformații plastice este dată de relația:

$$P_{F \text{ lim}} = \frac{\sigma_c}{\sqrt{3}} \frac{k^2 - 1}{k^2} \quad (1.92)$$

Relația de calcul a presiunii ce desparte zona plastică de cea elastică este:

$$p_c = \frac{\sigma_c}{\sqrt{3}} \left[\left(1 - \lambda - \frac{R_1^2}{R_2^2} \right) \frac{R_c^2}{R_1^2} + \lambda + 2\lambda \ln \frac{R_c}{R_1} \right] \quad (1.93)$$

deoarece $k = \frac{D_2}{D_1}$, $a = \frac{D_c}{D_1}$ relația de mai sus devine:

$$p_c = \frac{\sigma_c}{\sqrt{3}} \left[\frac{k^2(1-\lambda)-1}{k^2} a^2 + \lambda + 2\lambda \ln a \right] \quad (1.94)$$

unde λ = coeficient de consolidare și are relația: $\lambda = 1 - \frac{E_p}{E}$

deplasările radiale în domeniul elastic ($R_1 \leq r \leq R_2$) au valorile:

$$u = \frac{\sqrt{3} R_c^2 \sigma_c}{2 r E} \quad \text{iar } \varepsilon_{\varphi_1} = \frac{u}{r}$$

$$\varepsilon_{\varphi_1} = \frac{\sqrt{3} R_c^2 \sigma_c}{2 r^2 E}$$

pentru autofretajul total, deplasările devin:

$$u = \frac{\sqrt{3} R_2^2 \sigma_c}{2 r E} \quad \text{iar } \varepsilon_{\varphi_1} = \frac{u}{r}$$

$$\varepsilon_{\varphi_1} = \frac{\sqrt{3} R_2^2 \sigma_c}{2 r^2 E}$$

1 . 5 PROCEDEE TEHNOLOGICE CUNOSCUTE DE AUTOFRETARE A TEVILOR DE ARTILERIE

În prezent, se cunosc mai multe procedee tehnologice pentru autofretarea țevilor de artilerie, dintre care cele mai utilizate sunt:

- procedeul hidrostatic;
- procedeul balistic;
- procedeul mecanic.

a) Procedeul hidrostatic , primul utilizat pentru autofretarea țevilor de artilerie, constă în încărcarea țevii la interior cu o presiune controlată, mai mare decât presiunea corespunzătoare stării limită a materialului țevii. După descărcarea țevii, aceasta nu mai revine la dimensiunea inițială, fapt ce determină apariția unor tensiuni și deformații remanente în peretii țevii.

O instalație de autofretare hidrostatică are în principal următoarele subansamble:

- un sistem de etanșare, ce se aplică pe teava de autofretat;
- o instalație hidraulică dotată cu pompe și multiplicatoare de presiune, capabilă să genereze presiuni de 800-1000 Mpa.
- o rețea de distribuție a lichidului sub presiune, capabilă să reziste la presiuni mari;
- aparatura de comandă și control.

Instalațiile hidraulice pot fi construite pe două principii:

1. instalații ce împiedică deformația axială a țevii (instalații cu capete deschise);
2. instalații ce nu împiedică deformația axială a țevii (instalații cu capete închise).

În fig.13 se prezintă schema de principiu a unei instalații hidrostatice cu capete închise, fără deformația axială a țevii.

În principiu instalația se compune din: grupul hidraulic de înaltă presiune (8), panoul de comandă (9), țeava supusă autofretării (5), elementele de etanșare (4) și (15), tije (13) ce preiau sarcina axială, tija (6) pentru reducerea cantității de lichid, pistoanele (16) și (20).

Etanșarea capetelor semifabricatului se realizează prin acțiunea presiunii interioare, asupra pistoanelor (16) și (20), care acționează asupra garniturilor (15) și (4), deformându-le.

La acest tip de instalație țeava nu este supusă la tensiuni și deformații axiale ($\sigma_z = 0$; $\epsilon_z = 0$).

În fig.1.6 se prezintă schema de principiu a unei instalații hidrostatice de autofretare cu tija interioară de alimentare, care elimină posibilitatea curbării țevii.

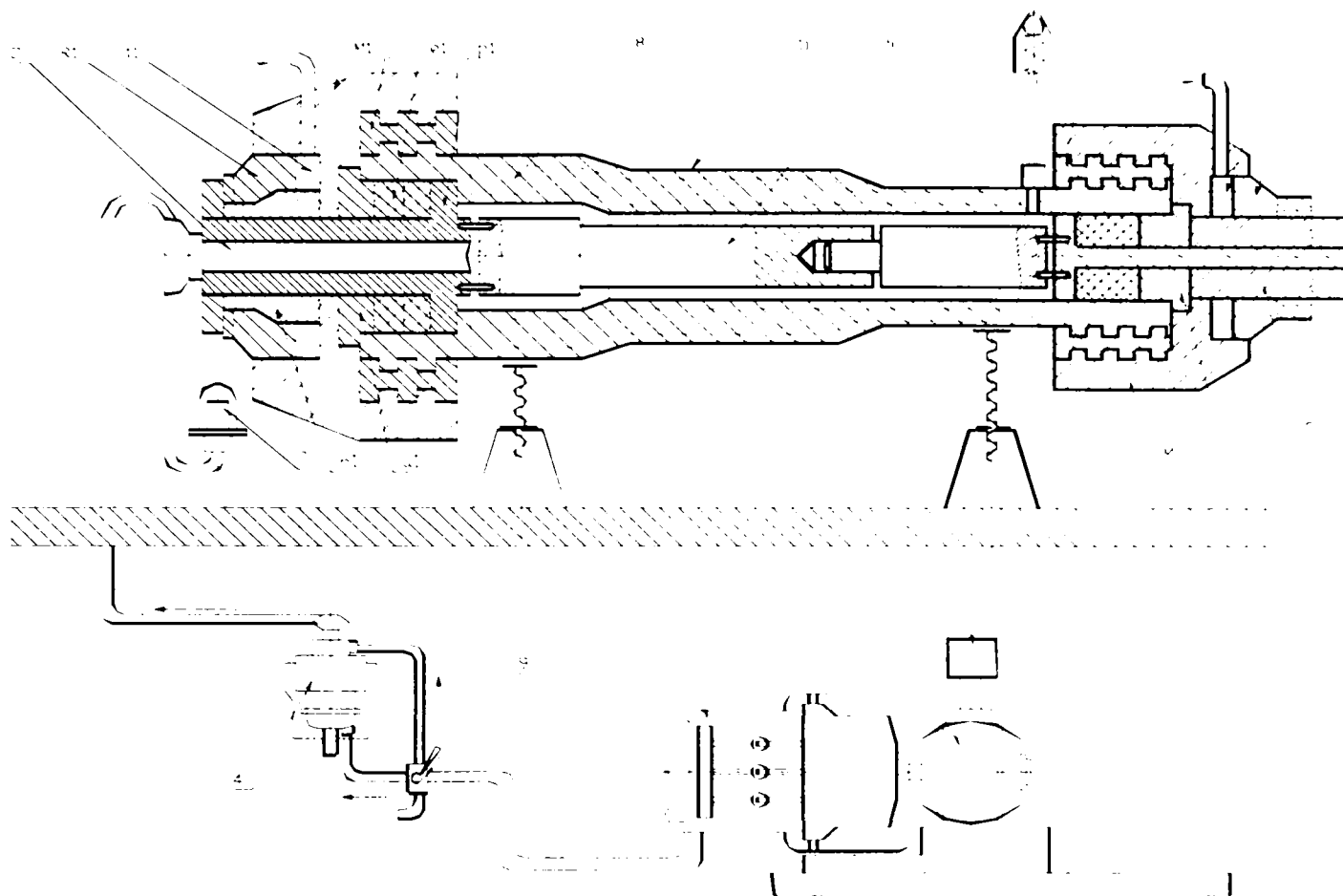


Fig.1.6 Organizarea de principiu a unei instalații de autofretare hidrostatică cu deformarea axială a țevii

b) Procedul de autofretare balistic constă în realizarea presiunii interne necesară obținerii stării de deformare elasto-plastică, prin detonarea unei încărcături explozive liniare, dimensionată conform necesităților, dispuse într-un mediu de lucru (lichid), aflate în axa țevii (fig.1.7).

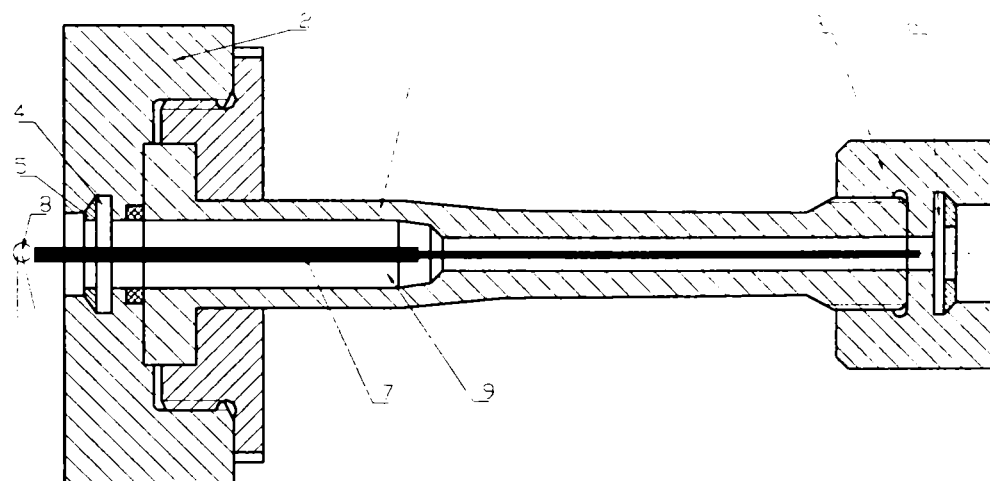


Fig.1.7 Autofretarea balistică cu încărcătură explozivă liniară

Semifabricatul (1) supus autofretării are în interior încărcătura explozivă (7) aflată în mediul de lucru (9). Detonarea se face cu ajutorul capsei (8). Semifabricatul este etanșat prin mansoanele (2) și (3).

O variantă a autofretării balistice constă în **tragerea unei încărcături speciale**, care să creeze o suprapresiune pentru autofretare, mai mare decât presiunea maximă de serviciu a țevii (fig.1.8)

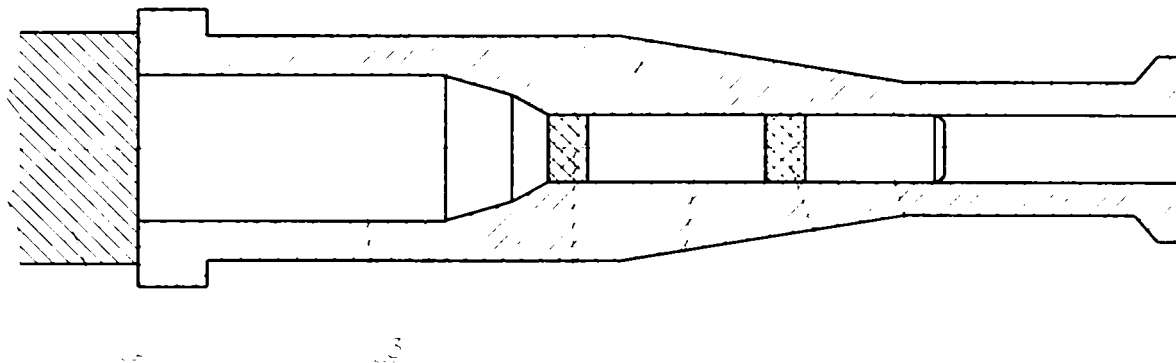


Fig. 1.8 Autofretarea balistică prin tragere

1-semifabricatul țevă; 2-închizător; 3- încărcătură explozivă; 4,6- dopuri de etanșare; 7- proiectil special.

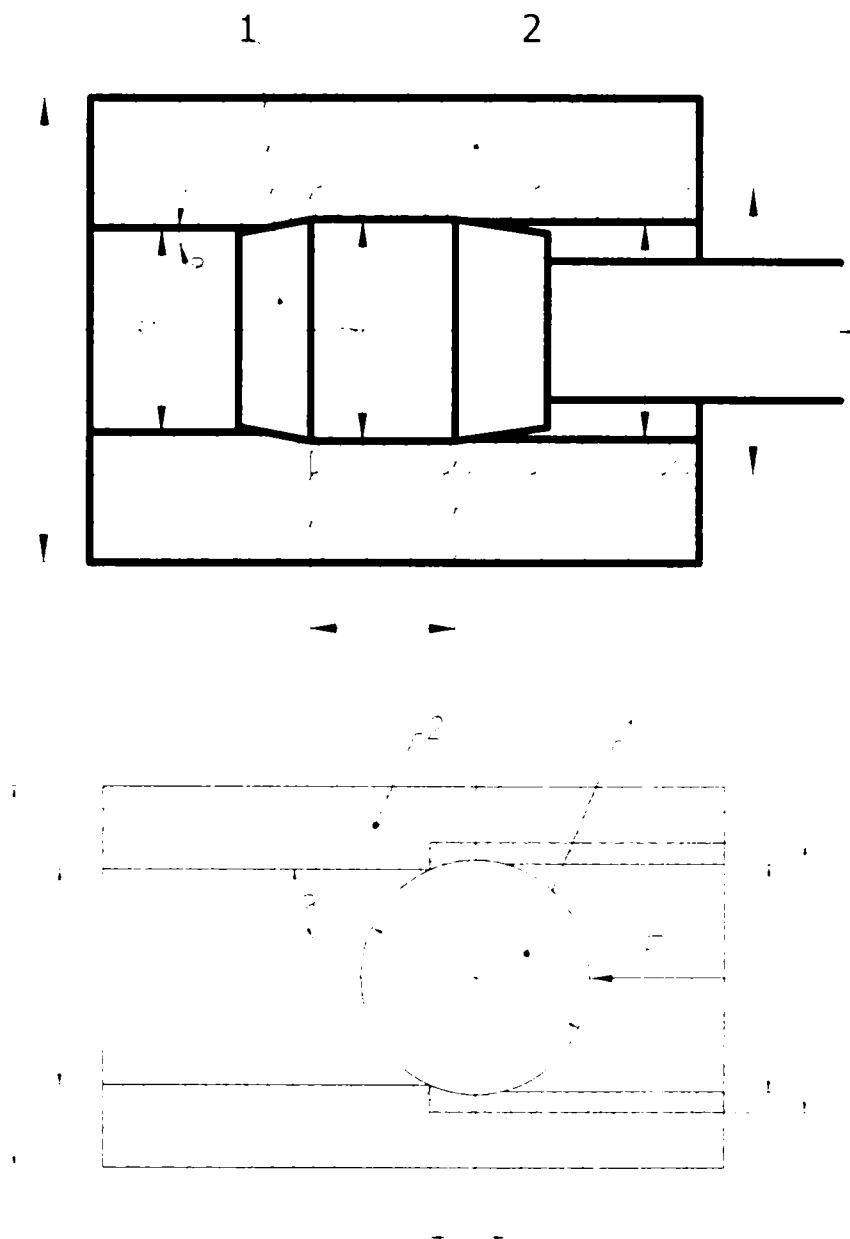
Pentru autofretare semifabricatul țevii se montează pe un tun special. Dezavantajul variantei este că țeava nu poate avea profilul interior finit și deci necesită prelucrări după tragere. O variantă a tragerii balistice se aplică de firma Oerlikon – Elveția pentru autofretarea țevelor tunurilor de 35 mm și constă în tragerea unui proiectil special, cu o încărcătură specială. Diametrul interior al țevii crește până la 0,05 mm. Metoda are marele avantaj că în acest caz țeava după autofretare este finită. *Această soluție nu se poate aplica decât la calibrele mici.*

c) Procedeele de autofretare mecanică a țevelor de artilerie, a apărut după 1963 și se practică în USA, Marea Britanie, Israel, Republica Sud-Africană. Încercări pentru cunoașterea acestui procedeu s-au făcut începând cu anul 1996 și în România, la Uzina Mecanica Resita.

Procedeele tehnologice prin care se realizează autofretarea mecanică este urmarea trecerii prin canalul țevii (tubului cu pereți groși) a unei scule de autofretare (dorn, set de dornuri, a unei bile sau set de bile), cu diametrul mai mare decât diametrul interior al țevii (fig.1.9)

La trecerea dornului sau bilei prin alezaj, semifabricatul tratat termic și prelucrat în prealabil prin aschiere, vârful asperităților se deformează plastic, iar stratul de material se deformează și se durifică, ca urmare a ecruisării. [29]

De asemenea, funcție de gradul efectiv de deformare ϵ , se produce o deformare plastică a alezajului țevii, iar pe un diametru D_p raman tensiuni interne, în perețele țevii.



1.9 Principiul autofretării mecanice

1-scula pentru autofretat; 2- semifabricat țevă; b – lungimea de calibrare

D-diametrul exterior al semifabricatului; d_s –diametrul interior al semifabricatului înainte de autofretare; d-diametrul int. al semif. După autofretare; $D_{dorn(bila)}$ - diametrul sculei;

D_p -diametrul zonei deformată plastic; α_0 -unghiul de atac al sculei;

1.6 MATERIALE ROMANEȘTI UTILIZATE ÎN CONSTRUCȚIA ȚEVILOR DE ARTILERIE

Semifabricatele folosite la fabricația țevelor de artilerie, în România, sunt din oțeluri aliate și se obțin prin forjare. Majoritatea semifabricatelor utilizate sunt forjate pline în trepte, cu diametrul exterior cilindric. Semifabricatele forjate pe dorn se utilizează mai rar.

Caracteristicile mecanice și compoziția chimică a oțelului utilizat pentru fabricația țevelor de artilerie, pentru semifabricate forjate pline este conform GOST 5192-1967, iar pentru semifabricate forjate pe dorn conform C.S.1-1987-SFD .

Oțelurile utilizate sunt oțeluri aliate cu Cr, Ni, Mo pentru țevile de calibru mijlociu, iar pentru cele de calibru mare, oțeluri aliate cu Cr, Ni, Mo, Va [52] [53].

Ținând seama de proprietățile mecanice, semifabricatele folosite la fabricația Țevilor de artilerie, se împart în următoarele categorii de rezistență [9] :

0-30;0-35; 0-40;0-45;0-50;0-55;0-60;0-65;0-70;0-75;0-80;0-85;0-90;0-95;0-100.

În notarea categoriilor de rezistență numerele arată valorile limitei convenționale de proporționalitate, în Kg/mm². Folosirea semifabricatelor cu categoria de rezistență mai mare de 0-100 se face cu acordul părților (producător și utilizator).

Conform [52] [53] în funcție de conținutul în sulf și fosfor, de procedeul de tratare a oțelului după elaborare și de punctajul de incluziuni nemetalice, oțelurile utilizate pentru construcția Țevilor de artilerie se clasifică astfel:

- oțeluri de calitate obișnuită. Conținutul în sulf și fosfor nu trebuie să depășească 0,025% separat, pentru fiecare element. La oțelurile de calitate obișnuită nu se garantează punctajul de incluziuni nemetalice;
- oțeluri de calitate înaltă. Conținutul în sulf și fosfor nu trebuie să depășească 0,020% separat, pentru fiecare element. Punctajul de incluziuni nemetalice trebuie să corespundă tabelului de mai jos [10]. În categoria oțelurile de calitate înaltă intră oțelurile tratate după elaborare în oala de turnare.
- oțeluri de calitate deosebit de înaltă. Conținutul în sulf și fosfor nu trebuie să depășească 0,015% pentru sulf și 0,020% pentru fosfor, iar suma lor să fie de maxim 0,030%.

Punctaje admise [83]:

Tabelul 1.1

Felul punctajului	Punctajul admis	
	Clasa de calitate	
	Oțel de calitate înaltă	Oțel de calitate deosebit de înaltă
Punctajul maxim admis pe tipuri de incluziuni pe câmpuri diferite	3	2
Punctajul mediu admis pe tipuri de incluziuni	2,5	2

Cele mai utilizate marci de oțeluri folosite în România, la fabricația Țevilor produselor de artilerie, sunt arătate în tabelul 4 și au caracteristicile mecanice după tratamentul termic conform [83] astfel:

Tabelul 1.2

Marca oțelului	Direcția probei de încercare	Caracteristici mecanice minime impuse					
		σ_r N/mm ²	σ_c N/mm ²	σ_p N/mm ²	A %	Z %	KCU J/cm ²
OHN3MA 0-80 OST 5192-67	longitudinal	1080	930	-	12	50	78
	transversal	-	-	780	-	30	49
OHN3MFA 0-85 OST 5192-67	longitudinal	1130	980	-	12	50	78
	transversal	-	-	830	-	30	49
OHN3MFA 0-90 OST 5192-67	longitudinal	1150	1030	-	12	50	78
	transversal	-	-	880	-	30	49
OHN3MFA 0-100 OST 5192-67	longitudinal	1230	1080	-	11	45	74
	transversal	-	-	980	-	25	44
2VaMoCrNi32XR S1-1987-SFD	transversal	1370	1220	1130	-	30	39

Caracteristicile mecanice se determină pe epruvete tangențiale (transversale). [83]

Semifabricatele țevă, după tratamentul termic, se supun unui control pentru măsurarea durtății Brinell, în minim 5 puncte echidistante pe generatoare, diferența amprentelor admise fiind maxim 0,2 mm.

CONCLUZII

1. Solutia tehnica de marire a capacitatii portante a unei tevi de artilerie este autofretarea, deoarece la aceiasi grosime a peretelui, teava admite presiunea interioara cea mai mare, conform tabelului 1.3.
2. Procedeul tehnologic de autofretare cel mai avantajos este cel mecanic deoarece nu necesita presiuni hidraulice sau balistice mari, utilaje scumpe, etc.
3. Procedeul tehnologic de autofretare mecanica necesita scule de autofretare care sa reziste la tensiuni mecanice mari, uzura mica, sa deformeze cat mai mult alezajul semifabricatului fara sa produca gripaje sau fisuri in material, si un utilaj (presa) cu o cursa mare.
4. Procedeul mecanic are avantajul ca permite grade de autofretare in diferite sectiuni ale tevii, printr-o prelucrare corespunzatoare a alezajului interior .

TABELUL 1.3

Presiunea interioara maxima admisa, intr-o teava de artilerie, pentru tevi simple, tevi fretate si tevi autofretate

$K = \frac{D_{exterior}}{d_{interior}}$	
PENTRU TEVI SIMPLE	
Teoria de rezistenta	$K = 3$
Presiunea max. dupa teoria deformatiei specifice maxime (T2)	$P_i = 0,63 \sigma_e$
Presiunea max. dupa teoria efortului tangential maxim (T3)	$P_i = 0,444 \sigma_e$
Presiunea max. dupa teoria energiei de deformatie modificatoare de forma (T5)	$P_i = 0,51 \sigma_e$ sau $P_i = 0,493 \sigma_c$
PENTRU TEVI FRETATE	
	$P_i = 1,1051 \sigma_e$
PENTRU TEVI AUTOFRETATE	
Presiunea max. dupa teoria efortului tangential maxim (T3)	$P_i = 1,09861 \sigma_c$
Presiunea max. dupa teoria energiei de deformatie modificatoare de forma (T5)	$P_i = 1,26856 \sigma_c$

OBIECTIVELE CERCETĂRII ȘI METODE DE LUCRU

Obiectivul cercetării îl constituie studiul teoretic și experimental al procesului de autofretare mecanică cu sculă profilată, a țevelor de artilerie, având ca rezultat final stabilirea geometriei și dimensiunilor optime a sculei (dornului), selecția materialului și tratamentul termic aplicat sculei, respectiv cunoașterea și controlul tensiunilor și uzurilor în timpul procesului de autofretare.

Strategia cercetării experimentale cuprinde următoarele etape:

- studiu teoretic preliminar al sculelor de autofretare în procesul de autofretare mecanică:
 - compararea procedurii de autofretare mecanică cu alte procedee cunoscute de prelucrare prin deformare plastică;
 - definirea geometriei sculelor pentru autofretarea mecanică prin comparare cu sculele altor procedee de prelucrări prin deformări plastice;
 - definirea parametrilor ce definesc sculele de autofretare mecanică;
 - selecția materialelor pentru scule de autofretare mecanică;
 - tratamentul termic aplicat materialelor selectate pentru scule de autofretare mecanică

- o etapă experimentală de laborator, de simulare experimentală a autofretării țevelor cu sculă tip dorn și bilă, pe prese hidraulice și semifabricate reduse, urmărindu-se:
 - determinarea experimentală a parametrilor din procesul de autofretare mecanică, funcție de forma sculei utilizate;
 - determinarea principalilor parametri care caracterizează sculele de autofretare mecanică;
 - definirea formei geometrice optime a sculei de autofretare mecanică;
 - cercetări privind legăturile dintre parametrii procedurii de autofretare mecanică și parametrii sculei de autofretare;
 - cercetare prin comparare cu scule de autofretare cu scule din materiale diferite.

- o etapă experimentală la scară industrială, cu sculă de autofretare definită, pe tronsoane și țevi de diferite lungimi și calibre, urmărindu-se:
 - executia sculei de forma și dimensiunile determinate la experimentarea de laborator;
 - posibilitatea aplicării regimului de lucru determinat în condiții de laborator, pentru varianta autofretării industriale;
 - urmărirea principalilor parametri determinați anterior;
 - compararea parametrilor calculați cu cei obținuți
 - uzura sculei
 - principalele defecte ce pot apărea la autofretarea mecanică cu scula.

- etapă de simulare a solicitărilor sculei, pe calculator, utilizând metoda elementelor finite, urmărindu-se:
 - simularea procesului de autofretare mecanică cu ajutorul programelor de analiză cu element finit;

- confruntarea rezultatelor cercetarilor experimentale cu cele obtinute prin simulare cu element finit.

Ca obiective derivate a rezultat necesitatea:

- studiul reducerii frecării și evitarea gripării sculei în timpul procesului de autofretare;
- determinarea caracteristicilor mecanice ale materialului utilizat, OHN3 MFA 0-85 Gost 5192-1967;
- determinarea principalilor parametrii care caracterizează procesul de autofretare;
- întocmirea unui program în EXCEL pentru calculul dimensiunilor și deformațiilor sculei și verificarea la flambaj a tijei de împingere.

Problemele studiate în prezenta teza de doctorat reprezintă o parte a procesului tehnologic complex pentru realizarea tevilor de artilerie și care constituie patrimoniul de know-how al producătorului-S.C.Arsenal Resita S.A.- și care nu este tratat în prezenta teza, având un regim special.

STUDIU TEORETIC PRELIMINAR AL SCULEI DE AUTOFRETARE IN PROCESUL AUTOFRETARII

3.1. GENERALITATI

Deoarece literatura de specialitate nu oferă informații privind autofretarea prin procedeul mecanic, acest procedeu tehnologic a fost echivalat cu procedeul de calibrare a suprafețelor cilindrice interioare.

În [29] se precizează că procedeul de calibrare, prin deformare la rece, se aplică alezajelor cilindrice, folosind scule care netezesc suprafața și în același timp, corectează forma geometrică și dimensiunile piesei. Prelucrarea prin presare la rece este posibilă la alezaje cu o mare gamă de dimensiuni, diametrul alezajelor fiind cuprins între 2...500 mm, iar lungimea lor până la 4000...5000 mm.

Rezistența pieselor la oboseală, la uzură și la coroziune, obținute prin acest procedeu, crește considerabil, ca urmare a calității ce o conferă structurii materialului, deformarea plastică la rece.

Calibrarea alezajelor se execută cu dornuri speciale sau cu bile. Rezultate mai bune se obțin la calibrarea alezajelor cu dornuri [29]. La calibrarea cu dornuri, calitatea suprafeței prelucrate și gradul de ecruisare al materialului depind de geometria părții active a dornului, în special de valoarea unghiului α al conului de atac.

Procedeul tehnologic se realizează ca urmare a trecerii prin canalul țevii a unui dorn (set de dornuri), a unei bile (set de bile), cu diametrul mai mare decât diametrul interior al țevii (fig. 3.1)

La trecerea dornului sau bilei prin alezaj, semifabricatul tratat termic și prelucrat în prealabil prin aschiere, vârfurile asperităților se deformează plastic, iar stratul de material se durifică, ca urmare a ecruisării. [29]

De asemenea, funcție de gradul efectiv de deformare ϵ , se produce o deformare plastică a alezajului țevii, iar pe un diametru D_p raman tensiuni interne, în peretele țevii.

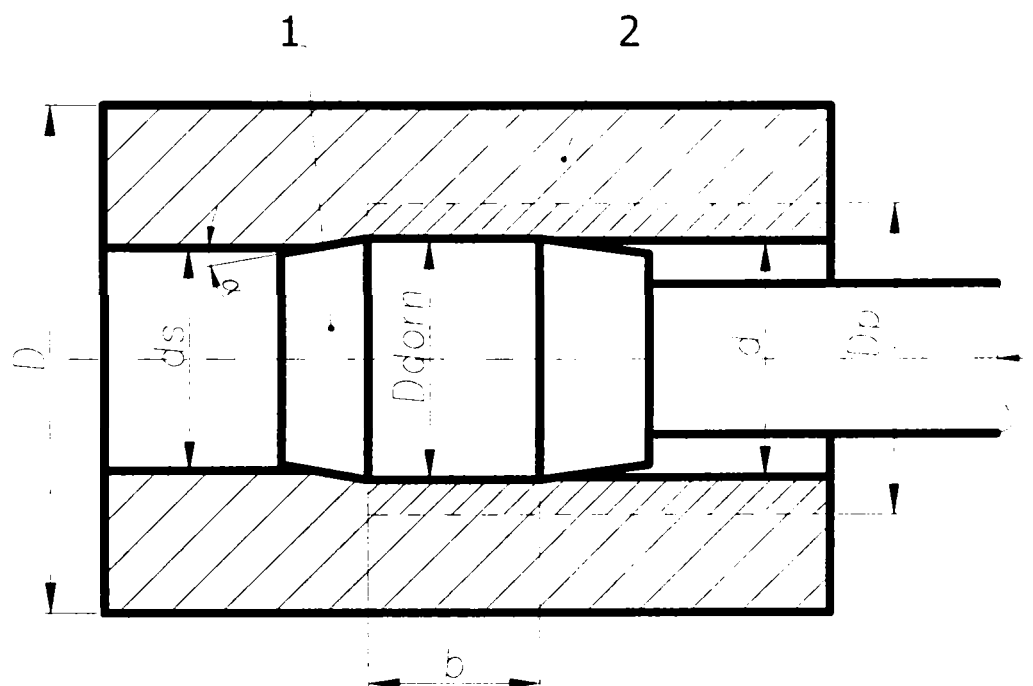


Fig. 3.1 Principiul autofretării mecanice cu dorn

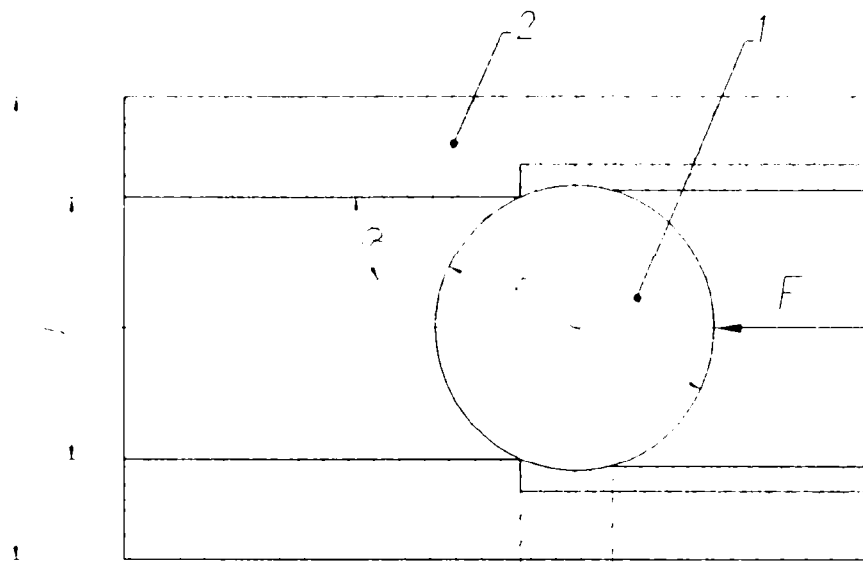


Fig. 3.2 Principiul autofretării mecanice cu bila

1-scula pentru autofretat; 2- semifabricat țevă; b - lungimea de calibrare

D-diametrul exterior al semifabricatului; d_s –diametrul interior al semifabricatului înainte de autofretare; d-diametrul int. al semif. dupa autofretare; $D_{dorn(bila)}$ - diametrul sculei; D_p -diametrul zonei deformatate plastic; α_0 -unghiul de atac al sculei;

Studiind procedeul tehnologic de calibrare a alezajelor cilindrice se pot defini ca parametrii principali sau secundari ai acestuia, urmatoarele:

Pentru scula:

- forta de impingere a sculei;
- unghiul de atac principal (α) si secundar (α_1) ale sculei ;
- lungimea de calibrare a sculei;
- dimensiunile sculei (diametru, lungimile , etc.);
- uzura sculei;
- deformatia elastica si plastica a sculei in timpul procesului;
- evitarea gripajului sculei, reducerea frecarii, ungerea sculei;
- selectia materialelor si tratamentul termic adecvat, pentru scule de autofretare;
- viteza de deplasare a sculei in interiorul semifabricatului;
- serajul sculei (strangerea).

Pentru semifabricat

- deformatia maxima remanenta (plastica) realizata de scula asupra semifabricatului;
- proprietatile fizico-mecanice ale semifabricatului;
- dimensiunile (diametrele) semifabricatului ;

Se observa la o prima analiza ca la calibrarea alezajelor se urmareste in principal obtinerea unor dimensiuni geometrice precise si calitatea superioara a alezajului prelucrat, iar la autofretarea mecanica se urmareste deformare plastica mare a semifabricatului in detrimentul calitatii suprafetei (relativ).

Deoarece procedeul tehnologic de calibrare se aseamana cu autofretarea mecanica, parametrii mentionati mai sus, vor fi considerati aceeasi si pentru autofretarea mecanica si vor fi analizati, dupa cum urmeaza:

3.2 Forta de impingere a sculei, F_{ax} necesară calibrării cu dornul, al unui alezaj cilindric se poate determina cu relația :

$$F_{ax} = \left[(k_1 + k_2) \frac{\pi (D^2 - d^2)}{4} + k_3 \frac{\pi (D_p^2 - d^2)}{4} \right] \sigma_r \quad (3.1) [29]$$

unde:

D_p - este diametrul zonei de material care a suferit deformatii plastice;

μ - este coeficientul de frecare dintre scula si piesa

ε - este gradul efectiv de deformare al alezajului piesei

σ_r - rezistenta la rupere al materialului piesei

k_1, k_2, k_3 - coeficienti, care se determina cu relatiile:

$$k_1 = \frac{\operatorname{tg} \alpha + \mu}{\operatorname{tg} \alpha - \mu \operatorname{tg}^2 \alpha} \ln(1 + \varepsilon) \quad (3.2)$$

$$k_2 = \frac{2\mu b}{d} \quad (3.3)$$

$$k_3 = 0,28(2\operatorname{tg} \alpha + \mu) \quad (3.4)$$

$$\varepsilon = \frac{d - d_s}{d_s} \quad (3.5)$$

$$D_p = d \sqrt{0,68 \left\{ \frac{E\varepsilon}{\sigma_r} + 0,1 \sqrt{10 - \frac{D}{d} \frac{D}{d} - 1} - \frac{3}{4} \right\}} \quad (3.6)$$

Deoarece forta de impingere a sculei definește procesul de autofretare, iar marimea acesteia este necesara pentru dimensionarea barei de impingere si a utilajului, consideram acest parametru ca **parametru principal** al autofretarii:

3.3 Unghiul de atac al sculei

Este unghiul care se formeaza intre scula si semifabricat. Din figura 1.16 se observa ca pentru dorn unghiul de atac al sculei este constant si egal cu unghiul de constructie al dornului. Pentru scula sferica (tip bila) unghiul de atac creste sau scade functie de marimea adaosului interior (diferenta dintre diametrul alezajului inainte de autofretare si diametrul alezajului dupa autofretare.

Conform [29] unghiul de atac al sculei tip dorn α_0 , se determina cu relatia:

$$\alpha_0 = \operatorname{arctg} \frac{3,57\mu^2\varepsilon}{\frac{D_p^2}{d^2} - 1} \sqrt{0,28 \frac{\frac{D_p^2}{d^2} - 1}{\mu^2\varepsilon} + 1} - 1 \quad (3.7)$$

Consideram unghiul α_0 ca **parametru principal** al autofretarii mecanice.

Unghiul de atac al sculei se poate alege, pentru scula tip dorn ca in fig. 3.3, functie de coeficientul de frecare μ si gradul de deformare al alezajului, ϵ .

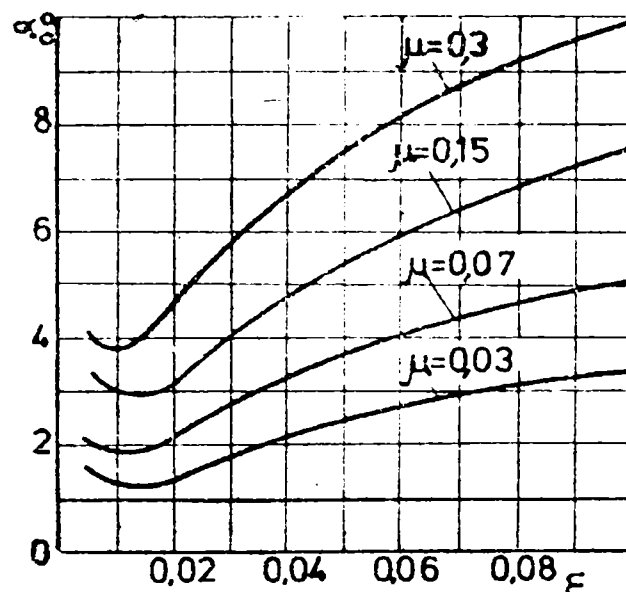


Fig 3.3 Variatia unghiului de atac α_0 pentru otel OLC45

3.4 Lungimea de calibrare a sculei

Este zona de contact dintre scula si semifabricat. Pentru scula tip sfera aceasta zona de contact este variabila, functie de adaos, iar pentru scula tip dorn lungimea de calibrare este constanta si definita prin constructie. Din [29] lungimea de calibrare, b , se determina cu relatia:

$$b = 0,35d^{0,6} \quad (3.8)$$

unde d este diametrul alezajului

3.5 Dimensiunile sculei (diametru, lungimile sculei, etc.)

Diametrul sculei tip sfera sau tip dorn rezulta din calculul de dimensionare al tevii de artilerie. La stabilirea diametrului sculei trebuie sa se tina seama si de deformatia elastica si plastica a sculei in timpul procesului de autofretare mecanica.

$$D = D_{calculat} + d_{de.felasic} + d_{def.plastic} \quad (3.9)$$

3.6 Uzura sculei de autofretare

Fenomenul de uzura a doua suprafete aflate in miscare relativa de alunecare si supuse unor forte de apasare este o consecinta a frecarii si a altor influente mecanice si chimice. Fenomenul de uzura se produce tot timpul cat are loc frecarea intre cele doua suprafete in contact. In conditiile ungerii mixte si cu atat mai mult al contactului direct dintre suprafete, viteza de uzura creste semnificativ si trebuie avuti in vedere factorii susceptibili de a atenua acest fenomen daunator: *calitatea materialului celor doua piese* (caracteristicile fizico-chimice); *calitatile intrinseci de frecare si rezistenta lor la uzura*; *calitatea suprafetelor*; *precizia geometrica*; *lubrifiantul* (natura si proprietatile chimice ale

lubrifiantilor), *proprietatile reologice si de onctuozitate ale acestora, gradul de contaminare cu microparticule dure si de degradare chimica.*

Pentru conditiile a tezei de fata se considera constanti urmatorii factori: calitatea materialelor, calitatea suprafetelor, precizia geometrica, lubrifiantii si conditiile functionale. In cazul de fata intereseaza mai mult uzura sculei iar uzura tevii doar din considerentul evitarii gripajului.

Dupa natura factorilor care provoaca uzura, acestea se pot clasifica in cazul lagarelor de alunecare astfel: uzura de alunecare (de contact); uzura de abraziune; uzura de coroziune.

Uzura de coroziune - este rezultatul atacului agentilor chimici din lubrifiant asupra materialului celor doua piese (teava si scula). Deoarece durata de actiune a lubrifiantului nu depaseste 2...3 ore, acest tip de uzura nu are o importanta deosebita.

Uzura de alunecare – este rezultatul contactului direct dintre suprafete (teava si scula), sub presiune mare ($p < 700\text{Mpa}$) la o temperatura $T < 100\text{C}^0$, ca urmare a fortei de frecare si a unei pelicule lubrifiante discontinue.

Uzura de abraziune – este rezultatul desprinderii particulelor din cele doua piese si inglobarea acestora in lubrifiant. Particulele din lubrifiant vor actiona in continuare ca o scula aschietoare asupra celor doua piese. Rezultatul va fi deteriorarea rapida a suprafetelor celor doua piese (teava si scula) prin uzura excesiva, rizarea suprafetelor celor doua piese si in final gripajul. Conform [12] rezistenta la uzura abraziva este o functie

de raportul $\frac{HB}{E}$, unde HB este duitatea Brinell, iar E modulul de elasticitate pentru piesa care constituie lagarul- semifabricatul (teava).

Evaluarea uzurii – este complexa, datorita multitudinii factorilor implicati si dificultatilor inerente legate de separarea acestora. Uzura se poate determina prin metode geometrice (masurarea pieselor inainte si dupa autofretare), micrometrie, gravimetrice, optice, trasori radioactivi, etc.

Pentru cazul tezei de fata consideram ca nu putem aprecia teoretic marimea uzurii sculei de autofretare. Acest parametru il putem determina numai in studiul experimental.

3.7 Deformatia elastica si plastica a sculei in timpul procesului

Pentru verificarea solicitarii dornului pornim de la presupunerea ca teava de artilerie supusa autofretarii este fretata pe dorn (fig.3.4)

R_3 – raza exterioara a tevii (semifabricatul);

R_1 – raza interioara a tubului interior ($R_1 = 0$, deoarece scula nu are gaura);

R_2 – raza intermediara (exterioara pentru scula si interioara pentru teava);

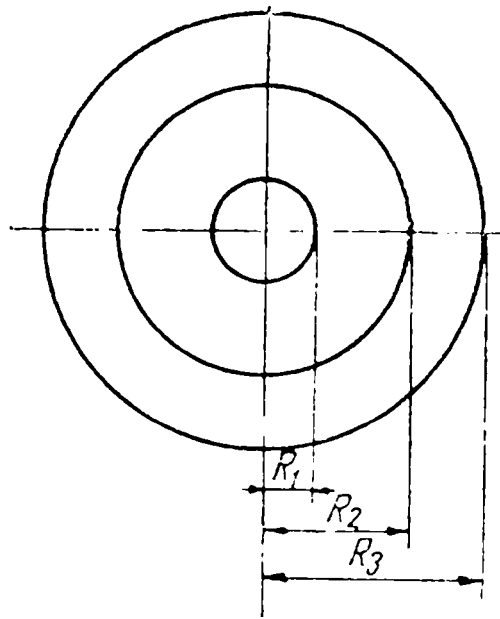


Fig.3.4

Se aplica calculul pentru cilindri fretati. Raza interioara a tevii este mai mica decat raza exterioara a sculei. In urma fretarii la rece, cei doi cilindri, teava si scula, vor avea o raza comuna intermediara R_2 , intermediara intre valorile care le-au avut inaintea fretarii. Pentru a ajunge la aceasta situatie, cilindrul exterior (teava) a suferit o dilatare iar cilindrul interior (dornul) a suferit o comprimare, fata de situatia anterioara. In urma fretajului, pe suprafata de contact se naste o presiune p , care produce deformatiile atat a tevii cat si a sculei. Presiunea p pe raza R_2 se cunoaste, din calculul autofretarii tevii.

pentru cilindrul interior (care este scula):

-pe fata exterioara , pentru $r = R_2$

$$\sigma_r = -p$$

$$\sigma_t = -p \frac{R_1^2 + R_2^2}{R_2^2 - R_1^2} \quad (3.10) [3]$$

Deoarece scula de autofretare trebuie sa ramana constanta in timpul autofretarii, nu se admit la scula decat deformatii elastice. Se aplica cazul cinci (al energiei modificatoare de forma) si se calculeaza $\sigma_{ech}(5)$ cu relatiade mai jos [19]

$$\sigma_{ech}(5) = \frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{(\sigma_x - \sigma_y)^2 + (\sigma_y - \sigma_z)^2 + (\sigma_z - \sigma_x)^2 + 6(\tau_{xy}^2 + \tau_{yz}^2 + \tau_{zx}^2)}$$

unde:

$$\sigma_x = \sigma_y = -p$$

$$\sigma_z = -\frac{F_{ax}}{\frac{\pi d^2}{4}}$$

$$\tau_{yz} = \frac{F_{ax}}{\pi dl}$$

S-au folosit notatiile:

F_{ax} - este forta axiala de impingere a sculei;

d –diametrul exterior al sculei

l – lungimea portiunii cilindrice a sculei

Cunoscandu-se σ_c pentru materialul sculei, se calculeaza coeficientul de siguranta c , cu relatia:

$$c = \frac{\sigma_c}{\sigma_{ech}(5)} \quad (3.11)$$

Deformatiile radiale ale sculei se calculeaza cu relatia :

$$u_{r=R_2} = -\frac{R_2 p}{E} \left(\frac{R_2^2}{R_2^2} - \nu \right)$$

$$u = -\frac{p R_e}{E} (1 - \nu) \quad (3.12) \quad [19]$$

unde $\nu = 0,3$ pentru otel

3.8 Viteza de deplasare a sculei in interiorul semifabricatului

La prelucrarile prin deformare la rece (ambutisare, calibrare, refulare, etc.) viteza de de formare (in cazul de fata viteza sculei) asupra gradului de deformare are o influenta neinsemnata. Cercetarile experimentale arata ca daca deformarea se executa cu o viteza de lucru a sculei se situeaza in intervalul 0,2...3500 m/s coeficientul de deformare ramane aproximativ constant. Unii cercetatori afirma ca viteza de deformare are o oarecare influenta asupra procesului de deformare a semifabricatului numai pentru valori de 15...20 m/s.[29]. Deoarece procesul de autofretare se desfasoara pe prese hidraulice sau cu surub cu viteze sub 600 mm/s se poate afirma ca viteza de deplasare a sculei nu influenteaza semnificativ deformatia semifabricatului. Totusi in partea experimentală se va urmări influenta vitezei de lucru a sculei asupra deformării semifabricatului.

3.9 Evitarea gripajului sculei, reducerea frecării, ungerea sculei

Consideram ca între scula de autofretare și semifabricat se formează un lagar de alunecare, cu joc negativ, lagar încarcat la limita gripajului. La orice lagar de alunecare se pune problema reducerii frecării pentru evitarea evitărea gripajului.

La lagarele cu alunecare se urmărește ca între suprafețe să existe un film de lubrifiant în așa fel încât suprafețele să nu se atingă. Filmul trebuie să suporte sarcina din lagar și de aceea geometria acestuia trebuie să fie aleasă astfel încât să asigure apariția

unei distributii de presiuni corespunzatoare, cu valori suficient de mari pentru a evita atingerea suprafetelor.

Regimul care se doreste a se realiza in lagare se numeste regim fluid sau hidrodinamic, ia frecarile ce apar poarta aceleasi denumiri .[12].

La sarcini prea mari, sau in alte conditii, regimul de ungere inceteaza de a mai fi fluid si poate aparea unul din urmatoarele regimuri:

-regimul *semifluid* sau *mixt*, cand in anumite regiuni exista un film suficient de gros, dar in altele suprafetele se ating;

-regimul *limita* sau *onctuos*, cand intre suprafete exista un film foarte subtire, (molecular) care, daca conditiile termice nu sunt severe (viteze mici), se mentine si impiedica frecarea uscata propri-zisa;

-regimul de *frecare uscata*, cind nu exista lubrifiant (lagare cu gaze) intre suprafete sau in alte conditii cu totul speciale (in vid inaintat); este de remarcat ca in acest caz straturi subtiri de oxizi joaca rolul unor lubrifianti solizi.

Fimul fluid poate fi obtinut prin trei efecte distincte, si anume: *autoportant*, *hidrostatic* si *de expulzare* a lubrifiantului la apropierea suprafetelor.

In lagarele cu alunecare se poate intalni intreaga gama de situatii tribologice, incepand cu ungerea fluida si terminand cu frecarea uscata, fapt ce se reflecta direct asupra nivelului frecarilor, respectiv a caracteristicilor functionale, inclusiv a uzurilor.

Frecarea in regim fluid - coeficientul de frecare este cuprins intre 0,005...0,01 [12])

Frecarea in regim mixt - regimul mixt (semifluid sau la limita) este caracterizat prin existenta simultana a suprafetelor separate printr-un film fluid si a contactelor directe dintre suprafetele in frecare, separate cel mult prin straturi moleculare de lubrifiant sau prin impuritati: oxizi, compusi chimici polari, vapori de apa, etc.; in aceasta situatie se manifesta si alte proprietati ale lubrifiantului decat vascozitatea, iar rolul naturii chimice si microgeometria suprafetelor ce vin in contact intervine in mod hotarator asupra buneii functionari a lagarului, conditionata de interdependententa lubrifiant-materiale componente.

In conditiile ungerii mixte, coeficientul de frecare dinamic variaza intre 0,03 si 1, in functie de natura suprafetelor si lubrifiantului.

Tabelul 3.1 Coeficienti de frecare in regim mixt de ungere

Cuplul de materiale	Coeficientul de frecare
Fier pe fier	0,15...0,20
Fier pe otel	0,140
Cupru pe otel	0,093
Zinc pe otel	0,075

Frecarea in regim uscat -poate aparea in urmatoarele situatii: lagarul este supus la opriri de lunga durata, ceea ce permite expulzarea lubrifiantului; lagarul traverseaza conditii atat de grele, incat nu mai este posibila asigurarea unui film hidrodinamic sau la limita; lagarul este construit din materiale cu ungere intrinseca, fara a se mai utiliza vreun lubrifiant fluid sau semifluid. In aceasta situatie lagarul este construit fara aportul unui lubrifiant fluid iar valorile coeficientului de frecare variaza intre 0,1 si 0,5 . Coeficientii ridicati de frecare 0,5...1 pot fi considerabili redusi, ca si pericolul de gripaj, prin inglobarea unor lubrifianti solizi, fie in masa cuzinetului, fie in lubrifiant, atunci cand se prevede ca lagarul va avea porniri si opriri frecvente sub sarcina sau va traversa regimuri functionale periculoase.

Exista o mare diversitate atat in privinta claselor de lubrifianti solizi, car si a modului de utilizare practica: inglobati in materialul antifriciune, sub forma de acoperiri si depuneri superficiale, sau suspensii coloidale in lubrifiant.

Printre cei mai utilizati lubrifianti solizi [69][14] [29] utilizati se pot cita:

-*lubrifianti solizi cu structura lamelara (anorganice)*: grafitul, bisulfura de molibden(MoS₂), bisulfura de tungsten (WS₂), mica, nitrura de bor, boraxul, etc.

Trasatura comuna a acestor materiale este structura lor, constand din cristale asezate in straturi cu legaturi slabe fata de anumite planuri preferentiale, alunecarea fata de acestea presupunand forte tangentiale foarte slabe, deci frecari reduse. Proprietatile lor tribologice sunt remarcabile, dar depind intr-o mare masura de conditiile de mediu. Astfel grafitul prezinta bune proprietati lubrifiante in atmosfera umeda si in CO₂, pe cand bisulfura de molibden(MoS₂) are bune proprietati de ungere in azot, mai slabe in oxigen si aer umed. Ambele substante se oxideaza in aer la 350 C⁰. O deosebita importanta o prezinta granulatia si puritatea lor, ambele utilizandu-se sub pulberi in lubrifiant sau in materialul antifriciune, precum si ca acoperiri, prin intermediul a diverse tehnici de depuneri.

-substante organice: in aceasta categorie se pot grupa materiale foarte variate, naturale si sintetice; in prima categorie se inscriu sapunurile, substantele grase si ceara, iar intr-a doua –materialele plastice(exemplu politetrafluoretilena) [69][14] [29]

Din literatura de specialitate rezulta ca la operatiile de calibrare a suprafetelor cilindrice interioare, in functie de natura si duritatea materialului pieselor, se va folosi un amestec de ulei mineral si ulei vegetal cu adaosuri de grafit sau talc [69][14] [29].

Tot din literatura de specialitate rezulta ca la operatiile [19] de prelucrare la rece (ambutisare), semifabricatele se supun unei operatii de fosfatate.

Procesul de fosfatate consta in esenta in formarea pe suprafata metalului a unei pelicule de fosfati. Pelicula de fosfati are rol:de pregatire a suprafetei in vederea lubrefierii [29]. Stratul de fosfat format pe suprafata are o structura poroasa, fiind puternic absorbanta. Cel mai des se realizeaza fosfatate cu fosfat de zinc, cu grosimea stratului de 1...15µm . Dupa fosfatate urmeaza obligatoriu spalare dubla si uscare si numai dupa aceea lubrifiere. Stratul de fosfat isi justifica utilizarea cu lubrifiantul adecvat si anume: stearat de zinc, bisulfura de molibden, grafit sub forma de pudra. [69][14] [29]

Un lubrifiant folosit in scopuri tehnologice la autofretare va trebui sa indeplineasca urmatoarele conditii: sa aiba o inalta rezistenta pentru a evita strivirea filmului de ungere; polaritate ridicata, pentru a realiza o mare capacitate de aderenta pe suprafete; capilaritate mare pentru a putea patrunde foarte usor in interstitii; conductibilitate termica inalta, pentru a evita aparitia microsudurilor.

Din cele prezentate mai sus se desprinde concluzia ca pentru lubrifierea sculei de autofretare vom utiliza vaselina tehnica in amestec cu lubrifianti solizi (grafit coloidal, bisulfura de molibden, stearat de zinc) iar operatia pregatitoare este fosfatate .

3.10 MATERIALE PENTRU SCULE DE AUTOFRETARE. SELECTIA MATERIALELOR

3.10.1 Clasificarea generala a otelurilor de scule in functie de aplicatii

In scopul rezolvarii chestiunilor legate de selectia si utilizarea otelurilor de scule pentru fabricarea dornurilor de autofretare a tevilor de artilerie se vor folosi ca surse de date primare informatiile continute in principalele sisteme de clasificare. In acest sens s-a considerat oportuna folosirea schemelor generale de sistematizare de cea mai mare raspandire pe plan mondial pentru rezolvarea aplicatiilor industriale, cel mai folosit fiind la ora actuala cel elaborat de Institutul American al Fierului si Otelului (American Iron and Steel Institute- AISI). Acest sistem de clasificare a stat la elaborarea marii majoritati a sistemelor de clasificare, nationale, regionale, marcile de material nominalizate prin AISI fiind luate in considerare, intr-o forma sau alta, practic de catre toti producatorii de materiale industriale, inclusiv oteluri de scule. Din aceste motive referirile facute la diverse marci de oteluri pentru scule vor folosi simbolizarile AISI.

În principal sistemul de identificare prezentat cuprinde fie un sistem unificat de simbolizare numerică, fie un simbol alfanumeric, în care semnificația primei litere este următoarea:

Oteluri durificabile în apă –W

Oteluri restente la soc – S

Oteluri pentru aplicații speciale:

- L –tipuri de oteluri cu aliere redusă;
- F – tipuri de oteluri pe baza de carbon și wolfram;

Oteluri pentru scule de formare – P;

Oteluri pentru deformare la rece:

- O – tipuri de oteluri calibrabile în ulei;
- A – tipuri de oteluri cu aliere medii calibrabile în aer;
- D – tipuri de oteluri cu conținut ridicat de carbon și crom;

Oteluri pentru deformare la cald –H

Oteluri rapide –W.

3.10.2 Principii de selecție a otelurilor de scule

Clasificările realizate pentru otelurile destinate sculelor urmăresc gruparea unui număr mare de compoziții într-un număr relativ redus de grupe, în scop de comparare sau evaluare a materialelor. În fapt o clasificare eficientă trebuie să faciliteze selecția unui otel pentru o anumită aplicație. Otelurile de scule prezintă o așa de mare diversitate a compozițiilor încât principiile uzuale aplicate pentru clasificarea otelurilor de construcție nu sunt aplicabile. Astfel la aceste materiale se aplică gruparea după conținutul diverselor elemente de aliere, cuprinse între anumite limite, categoriile mari de oteluri fiind definite în funcție de conținutul de carbon. Otelurile carbon de scule și cele slab aliate sunt produse într-o gamă largă a conținutului de carbon, ceea ce ar permite o asemenea clasificare, însă otelurile de scule bogat aliate au proporții de carbon relativ apropiate și asemenea clasificare nu ar fi posibilă.

Otelurile de scule nu pot fi clasificate exclusiv nici după principalul element de aliere, compozițiile fiind foarte complexe, iar în mod frecvent un element de aliere poate fi înlocuit parțial sau total de altele, fără modificarea semnificativă a proprietăților.

Clasificarea în funcție de utilizare este plauzibilă pentru unele tipuri de oteluri, fiind însă imposibilă pentru altele. Cu toate acestea construcțiile sistematice de grupare a otelurilor de scule au în vedere în primul rând principalele utilizări posibile ale unui material, care vor determina anumite tipuri de solicitări ale materialului. În funcție de aceste solicitări aparute se definesc pentru material anumite **cerințe principale**, precum și unele **cerințe secundare**.

3.10.3 Principalele grupe de utilizare a otelurilor

În funcție de utilizarea preponderentă a unei anumite marci de otel, poate fi definită într-o primă etapă o clasificare a materialelor pentru următoarele operațiuni:

1. Deformare
 - a) deformare la rece
 - b) deformare la cald

Include aplicații pentru sculele de forjat, matritele pentru formare volumică, extrudare sau ambutisare, etc. Aceste scule ce lucrează la cald au ca cerință primordială suplimentară duritatea la cald.

2. Forfecare
 - a) Stantare

- b) Perforare
- c) Taiere
- d) Retezare

Principalele cerinte ale proprietatilor sunt reprezentate de imbinarea tenacitatii cu rezistenta la uzare, care sa mentina forma si dimensiunea initiala a taisyului.

3. Aschiere, taiere (indepartare de material)

- a) aschiere metale
- b) aschiere nemetale
- c) daltuire

Sculele de aschiere utilizate pentru prelucrarea pe masini unelte presupun duritate la cald si rezistenta la uzare.

4. Formare

- a) turnare in matrita
- b) injectare mase plastice
- c) formare ceramica
- d) formare de pulberi

Principalele cerinte ale materialelor sunt legate de stabilitatea termica a proprietatilor mecanice si de rezistenta la soc termic respectiv oboseala termica

5. Utilizari speciale

- a) piese de uzura
- b) scule de percutie
- c) instrumente de control si verificare

Include piese care cer o rezistenta la uzare foarte mare, care impun o duritate ridicata, asociata calitatii inalte a suprafetei si unei bune stabilitati dimensionale.

Principiile generale de selectie a materialelor pentru producerea sculelor, in functie de operatiunile tehnologice realizate cu aceste scule sunt sintetizate in tabelul 3.2.

In acest tabel sunt incluse in functie de tipurile principale de scule aflate in utilizarea industriala curenta, proprietatile principale si cele secundare in functie de care se realizeaza selectia materialului aceste proprietati sunt cuantificate sub forma relativa, prin nivelele ale proprietatilor care se cer a fi realizate pentru asigurarea optima a rolului functional al sculei. In functie de aceste nivele cerute, sunt prezentate principalele clase ale oteleurilor de scule cu potential de utilizare in aplicatia respectiva.

Tabelul 3.2 Principii generale de selectie a otelurilor de scule

Tipul actiunii	Principalele caracteristici necesare functionarii	Caracteristici secundare necesare functionarii	Conditii de functionare	Cuantificarea principalelor proprietati			Clase de otel cu potential de utilizare
				Rezistenta la uzare	Tenacitate	Duritate la cald	
Taiere	Rezistenta la uzare si stabilitate termica a duritatii	Aschiabilitate, tenacitate	-Regim usor, viteze reduse -Regim greu, viteze ridicate	4-8 7-9	1-2 1-3	1-6 8-9	100,340,600 600
Forfecare	Rezistenta la uzare si tenacitate	Siguranta la calire si deformabilitate redusa la calire	-Semif. subtire, serii scurte -Semif. subtire, serii lungi -Semif. gros, serii scurte -Semif. gros, serii lungi	4-6 6-9 2-4 3-5	1-7 1-7 7-9 7-9		100,410,420 420,430,440,600 100,310,520 320,520
Formare Volumica	Rezistenta la uzare	Tenacitate si aschiabilitate	Rece, serii scurte Rece, serii lungi Cald, serii scurte Cald, serii lungi	4-6 7-9 3-6 4-6	1-7 1-4 6-9 6-9	5-7 7-9	100,410,420 430,440,600 100,211,230,520 530,540
Abutisare	Rezistenta la uzare	Deformabilitate redusa la calire	Serii scurte Serii lungi	4-6 7-9	1-7 1-4		100,410,420 340,430,440,600
Extrudare	Stabilitate termica a duritatii tenacitate, rezistenta la uzare		Rece Cald	4-9 3-6	1-7 1-4		100,340,400,600 500
Roluire	Rezistenta la uzare		Serii scurte Serii lungi	4-6 7-9	1-7 1-4		100,410,420 340,430,440,600
Forjare	Tenacitate	Rezistenta la uzare	Serii scurte	2-4	7-9		100,310,320

3.10.4 Factorii de selectie a performantelor

Comportarea in exploatare a unei scule se estimeaza in functie de cateva proprietati de baza ale otelurilor de scule in stare calita, care se constituie in factori principali. Aceste proprietati principale sunt: rezistenta la uzare, tenacitatea si duritatea la cald. Combinatia specifica a acestor proprietati va determina comportarea in exploatare a unei piese, intr-o anume aplicatie.

Exista de asemenea proprietati de importanta secundara care pot avea un rol semnificativ in procesul de selectie. Acestea sunt in numar mare, unele fiind luate in considerare la majoritatea aplicatiilor, in timp ce altele se analizeaza doar in anumite cazuri speciale. Asemenea **factori secundari pot include de exemplu** " rezistenta la deformare" , in legatura cu limita de curgere sau elasticitate, adancimea de calire (legata de tensiunile interne caracteristice materialului) sau marimea de graunte.

3.10.4.1 Rezistenta la uzare

Una din proprietatile principale ale unui otel de scule se refera la rezistenta la uzare. Procedura de selectie in functie de aceasta proprietate se realizeaza prin cuantificarea in nivele de la 1 la 9, aceste valori fiind conventionale, in fapt diferentele existente intre un otel reistent notat cu 1 si unul foarte rezistent notat cu 9 fiind mai mari decat raportul 1:9. Influenta cea mai puternica asupra rezistentei la uzare este exercitata de catre duritate, fapt ilustrat in tabelul de mai jos, dar nu in mod absolut. Astfel desi prezinta valori de duritate mai scazute decat otelurile rapide pe baza de molibden si wolfram, otelurile avand aliere suplimentara cu cobalt prezinta o rezistenta la uzare crescuta.

In ceea ce priveste dependenta de compozitia chimica a rezistentei la uzare (Tabelul 3.3) se constata influenta importanta a continutului de carbon si a proportiei de aliere, mai ales cu elemente formatoare de carburi dure, precum molibdenul, wolframul, cromul sau vanadiul.

Tabelul 3.3 Rezistenta relativa la uzare a unor oteluri de scule reprezentative

Tip	Descriere	Duritate HRC	Uzare abraziva [g x 10]	Uzare relativa	Nivel de rezistenta
623	Otel rapid cu W si Co (T15)	67,4	1,5	1:1	9
440	Otel pentru deformare la rece Continut ridicat in C (2-2,85%) si aliere medie cu Cr (5-5,75%) si V (3,90-5,15%) (A7)	65,0	1,6	1,1:1	9
653	Otel rapid cu Mo si W (M4)	67,4	2,3	1,5:1	9
431	Otel pentru deformare la rece continut ridicat in C (2,05-2,4%) si aliere bogata cu Cr (12%)(D4)	63,0	4,3	3:1	8
430	Otel pentru deformare la rece cu continut ridicat in C (1,4-1,6%) si aliere bogata cu Cr (12%) (D2)	62,2	9,1	6:1	8
420	Otel pentru deformare la rece cu continut ridicat in C (0,95-1,05%) si aliere medie cu Cr (4,75-5,5%) (A2)	62,9	41,0	30:1	5
413	Otel pentru deformare la rece cu continut ridicat in C (1,1-1,3%) si aliere redusa (O7)	64,5	41,0	30:1	5

Aceste consideratii se impun a fi avute in vedere la selectia otelului folosit pentru realizarea dornurilor de autofretare:

Pentru aplicatia propusa se poate considera rezistenta la uzare ca un factor critic de cea mai mare importanta, operatiunea de tragere a dornurilor de autofretare desfasurandu-se in conditiile unor solicitari de uzare importante. Din aceste motive selectia materialului impune ca din acest punct de vedere, otelurile luate in calcul sa prezinte un punctaj ridicat relativ la rezistenta la uzare.

3.10.4.2 Tenacitatea si limita de curgere

Tenacitatea unui otel de scule variaza considerabil in functie de compozitia chimica, mai ales continutul in carbon, starea structurala determinata de tratamentul termic aplicat, calitatea suprafetei sculei si de marimea sectiunii solicitate in functionare.

Avand in vedere ca tenacitatea este exprimata printr-o cantitate de energie mecanica disipata in urma ruperii, o valoare ridicata a tenacitatii rezulta dint-o limita de curgere ridicata, asociata unei ductilitati relativ ridicate. Una din principalele variabile ale tenacitatii o reprezinta duritatea, care influenteaza atat componenta reprezentata de catre limita de curgere a materialului, cat si componenta reprezentata de catre ductilitate. Daca de regula tenacitatea poate varia semnificativ pentru aceeasi duritate, limita de curgere a materialului este in general aceiasi la o anumita valoare a duritatii. Cu toate acestea limita de curgere nu creste liniar, in mod nelimitat, functie de cresterea duritatii. Deasupra unui anumit nivel de duritate limita de curgere va scadea pe masura cresterii de duritate, asa cum rezulta din figura 3.5, care pune in evidenta diferentele semnificative intre trei categorii de oteluri:

- un otel de tip S, din categoria celor rezistente la soc, cu carbon mediu (0,4-0,5) si aliere redusa;
- un otel de tip O, destinat prelucrarii prin deformare plastica la rece, calibil in ulei, avand un continut ridicat in carbon (in jur de 1%), dar aliere redusa;
- un al treilea otel de tip T, din clasa otelurilor rapide, cu continut ridicat de carbon, bogat aliat, principalul element de aliere fiind in acest caz wolframul.

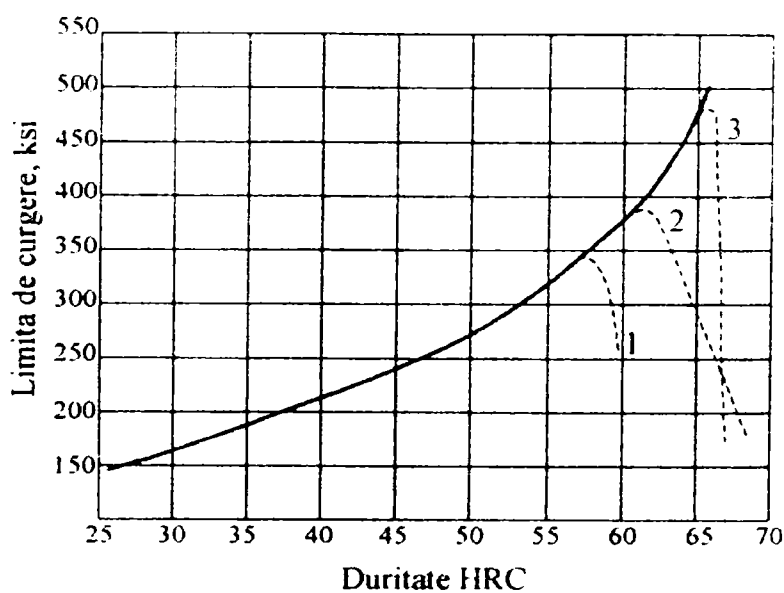


Fig.3.5 Limita de curgere in functie de duritatea de revenire pentru tipurile reprezentative ale otelurilor de scule: 1-otel de scule nealiat; 2-otel cu aliere medie; 3- otel cu aliere bogata

Portiunile punctate ale curbelor reprezinta zonele corespunzatoare unor stari structurale caracterizate printr-o *revenire insuficienta* a materialului, fata de valorile optime ale parametrilor de revenire corespunzatoare compozitiei. Asa cum rezulta valori ridicate

ale limitei de curgere, asociate unei duritati ridicate, impun selectia unor oteluri care pe langa valori mai ridicate ale *continutului de carbon* se caracterizeaza prin *proportii mari de aliene*.

Deși de regula *limita de curgere* a otelurilor de scule nu este amintita in mod explicit între proprietatile de utilizare cele mai importante, ea fiind incusa in considerentele relative la tenacitate, in unele aplicatii practice devine importanta mentinerea la valori cat mai reduse a deformatiilor inregistrate de catre scule pe timpul functionarii.

O asemenea situatie se regaseste in cazul analizat. Deoarece dornurile pentru autofretare au ca rol functional realizarea de deformatii intr-un alezaj cu tolerante dimensionale negative, se impune ca ele sa prezinte deformatii proprii cat mai reduse, atat prin componentele elastice cat si prin cele plastice. Prima dintre aceste conditii presupune o rigiditate cat mai mare a materialului, in timp ce a doua conditie presupune o limita de curgere de valori cat mai mari. Daca sculele nu sunt supuse unor sarcini dinamice importante, socurile produse in functionare fiind reduse, este posibila folosirea unor materiale care produc in stare calita duritati mari. Aceasta situatie este favorabila aplicatiilor care reclama o rigiditate sporita a sculelor si o rezistenta la uzare foarte mare, asa cum este situatia dornurilor de autofretare tevi de artilerie.

In cazul aplicatiei luata in discutie, pentru realizarea unei limite de curgere cat mai ridicate, conferind o comportare superioara la deformare, asociata unei duritati sporite, se recomanda selectarea unor oteluri cu proportii ridicate in carbon si in elemente de aliene. Din punct de vedere structural este importanta aplicarea unei reveniri corecte. Daca structurile realizate dupa tratamentul termic sunt subvenite, materialul se caracterizeaza prin limite de curgere reduse si o fragilitate accentuata.

3.10.4.3 Duritatea la cald

Aceasta proprietate are un rol esential pentru prelucrarile la cald, de tipul forjarilor, injectarilor, etc. Un alt caz de mare importanta il reprezinta cel al prelucrarilor cu degajare de caldura, de exemplu al aschierilor sau al deformatiilor cu viteza ridicata, unde apar incalziri ca urmare a unor importante disipari de energie, mai ales prin frecari între scula si material sau frecari interne in material.

Avand in vedere ca deformatiile produse ca urmare a tragerii dornurilor sau cele produse prin aplicarea unor tratamente superficiale sunt moderate, stabilitatea termica a proprietatilor este de mai mica importanta. Cu toate acestea, chiar incalziri moderate impun masuri de precautie in cazul alegerii otelurilor de scule.

Stabilitatea termica a proprietatilor de rezistenta la uzare, duritatea, mentinerea la valori ridicate ale limitei de curgere presupune selectia unor oteluri cu grad de aliene cel putin mediu, avand puncte critice de transformare structurala la temperaturi mai mari, sau chiar oteluri cu aliene bogata, caracterizate prin fenomene de calire secundara.

3.10.4.4 Calibilitatea

Aceasta proprietate tehnologica are o influenta importanta asupra proprietatilor de utilizare de prima importanta. O calibilitate scazuta poate produce la piesele de dimensiuni mari o structura diferentiata, cu zone calite doar in zona superficiala. Ca urmare rezulta o tenacitate superioara a sculelor calite superficial, cu consecinte importante relativ la comportarea in functionare. Astfel suprafata durificata a piesei va conferi o rezistenta superioara la uzare, oboseala superficiala si solicitari de contact, in timp ce miezul tenace va prelua sarcinile dinamice care apar la functionarea cu soc.

Pe de alta parte o calire localizata doar in zonele superficiale, fie datorita dimensiunilor mari ale piesei, fie datorita selectiei unui material cu calibilitate scazuta va produce o duritate neuniforma, sensibil mai scazuta in miez si implicit o deformabilitate mai mare a sculei. Acest fapt poate fi critic in unele aplicatii, atunci cand in prelucrare intervin forte mari, iar precizia dimensionala este importanta. Aceste cazuri vor reclama alegerea unor oteluri cu calibilitate ridicata, susceptibile a produce structuri cat mai uniforme in sectiunea piesei si implicit cu *deformatii scazute la calire*.

In cazul dornurilor pentru autofretare, datorita sarcinilor volumice ridicate si impunerii unor deformatii scazute ale sculei, este necesara realizarea in sectiune a unei structuri omogene, ceea ce presupune aplicarea unei caliri volumice. Dimensiunile mari ale sculei permit o asemenea calire doar pentru oteluri cu calibilitate marita, posibila doar la proportii mari de elemente de aliere.

Tabelul 3.4 Proprietatile tehnologice si de utilizare ale unor oteluri de scule reprezentative

Grupa	Cod AISI	Descriere	Rezistenta la uzare	Tenacitate	Duritate	Duritate de lucru	Calibilitate	Disponibil	Cost	Prelucrare	Mediu de calire	Duritate In stare Recoapta
100	W	Otel carbon de scule	2-4 (a)	3-7 (b) 4-6 (b)	1 2	58-65 45-64	S M	4 2	1 1	9 8	A A,U	159-202 163-202
210	L	Otel slab aliat cu Cr, >0,65% C	2-3 (a)		2							
220	L	Otel slab aliat cu Cr, >0,65% C	1	7	2	50-62	M	2	1	8	A,U	163-207
230	L	Otel slab aliat cu Ni, >0,65% C	3	6	2	45-62	M	2	1	7	U	183-212
310	S	Otel de scule cu Si	2	8	2-3	50-60	M	3	1	8	A,U	183-223
320	S	Otel cu W	4	8	5	50-58	M	3	2	8	U	183-223
410	O	Otel calibil in ulei	6	4	5	57-62	M	3-4	1	8	U	183-212
420	A	Otel calibil in aer	6	4	5	57-62	D	4	1	8	a	202-229
430	D	Otel cu continut ridicat de C si Cr	8	1-2	6	58-64	D	3-4	3	2-3	a,U	217-255
440	A sau D	Otel rezistent la uzare	9	1	6	58-66	D	2	3	1	a	235-262
520	H	Otel pt. deformare la cald cu Cr-Mo	3	9	6	38-55	D	4	1	8	a	192-229
530	H	Otel pt. deformare la cald cu Cr-W	4	6	7	40-54	D	3	2	7	a	202-235
540	H	Otel pt. deformare la cald e baza de W	4-6	4-6	8	40-58	D	3-4	4	5-6	a,U,S	202-248
600	T sau M	Otel rapid	7-9	1-3	8-9	63-69	D	4	3-5	1-5	S,U,a	207-277

(a) dependent de continutul in carbon; (b)6-7 la calirea superficiala, 2-4 pentru calirea patrunsa; A-apa, U-ulei, a-aer, S-saruri ;

3.10.5 Selectia materialelor pentru producerea dornurilor de autofretare

O prima etapa de realizare o reprezinta incadrarea aplicatiei intr-o categorie de scule, specifica unui anumit tip de operatie tehnologica, conform unui centralizator de tipul celui prezentat in Tabelul 3.2, astfel incat se realizeaza o prima localizare a claselor de oteluri cu potential de utilizare.

Aceasta prima etapa de selectie va indica de regula un rezultat continand mai multe clase de oteluri. Ulterior se face detalierea selectiei, pe clase de oteluri, folosindu-se date de tipul celor sintetizate in tabelul 3.4, pentru a se aprofunda analiza proprietatilor de utilizare si tehnologice caracteristice fiecărei clase de oteluri. Ulterior se decide asupra unei (unor) variante finale.

Decizia finala presupune:

3.10.5.1 Alegerea categoriei de solicitare

Din studiul Tabelului 3.2 se retine ca posibila incadrarea dornurilor de autofretare in categoria sculelor pentru extrudare. Aceasta operatiune presupune in masura mai mica sau mai mare deplasare de material prin curgere plastica. Ca urmare se produce o presiune continua si relativ uniforma asupra sculei. Factorul principal de solicitare la care trebuie sa raspunda scula se refera la solicitarea de compresiune cu valori mari si legat de aceasta, la o *duritate ridicata*.

Datorita tensiunilor de compresiune de valori mari, care presupune realizarea unor limite de curgere a materialului de valori cat mai ridicate, tenacitatea este in general sacrificata in favoarea unei rezistente mari, folosindu-se materiale si stari structurale caracterizate prin valori mici ale tenacitatii. Obisnuit sunt selectate oteluri cu grade relative de tenacitate cuprinse intre 1 si 5. Doar cazurile de extrudare sub impact sunt prevazute cu materiale avand tenacitate mai mare, ceea ce nu este cazul aplicatiei considerate.

Otelurile cele mai frecvent considerate in asemenea aplicatii sunt cele de tip 100, 340, 440, 540, 600. Categoriile rezultate din aceste prime consideratii reprezinta o gama foarte mare de oteluri.

-otelurile carbon din clasa 100 se limiteaza ca utilizare la aplicatiile unde sunt necesare tenacitati mari, iar tensiunile sunt mai mici;

-aceste consideratii sunt partial valabile si pentru aliajele din clasa 340, cu un continut de carbon situat in mod obisnuit intre 1,2 si 1,4%, avand o aliere moderata, mai ales cu W (3-4%). Avand in vedere sarcinile importante care apar, precum si consideratiile prezentate in 2.2.1, 2.2.2, 2.2.3 si 2.2.4, aceste aliaje vor fi excluse din selectie;

-otelurile din clasa 400 cuprind marci folosite pentru scule de deformare plastica la rece. Numarul mare de marci incluse in aceasta categorie impune un studiu detaliat al factorilor de selectie. Considerente legate de sarcinile de valori mari, precum si dimensiunile mari ale reperelor pledeaza pentru otelurile din subgrupa 440, cu rezistenta sporita la uzare, realizata printr-o aliere bogata, in special cu Crom;

-otelurile din clasa 540 se caracterizeaza prin aliere masiva, in principal cu Wolfram, dar si cu alte elemente formatoare de carburi, fiind destinate in special pentru operatiuni de deformare plastica la cald. Aceasta ii confera proprietati de utilizare si tehnologice superioare, susceptibile a prelua sarcini complexe de valori mari. Avand in vedere ca schemele metalurgice de aliere folosite la producerea acestor materiale, urmaresc mai ales realizarea stabilitatii la cald, aspect care nu este critic in aceasta aplicatie, aceasta categorie de materiale nu reprezinta o prima optiune;

-otelurile rapide din clasa 600 reprezinta materiale cu proprietati superioare, care combina o capacitate ridicata de preluare a sarcinilor mari, cu o buna stabilitate termica.

3.10.5.2 Alegerea marcilor de material

Rezultate similare se obtin in urma analizei efectuate asupra diagramelor din fig.3.6, reprezentand valorile relative de duritate si tenacitate ale principalelor oteluri de scule. Asa cum se poate observa, daca se accepta valori mai reduse ale tenacitatii, perfect rezonabile in conditiile de tragere ale dornurilor de autofretare, avand in general o functionare continua si cu socuri reduse, atunci vor rezulta ca materiale cu o rezistenta la uzare de valoare maxima marcile 440 (A7) si 623 (T15), la valorile cele mai reduse ale tenacitatii, respectiv 653 (M4) pentru valori de tenacitate mai ridicate.

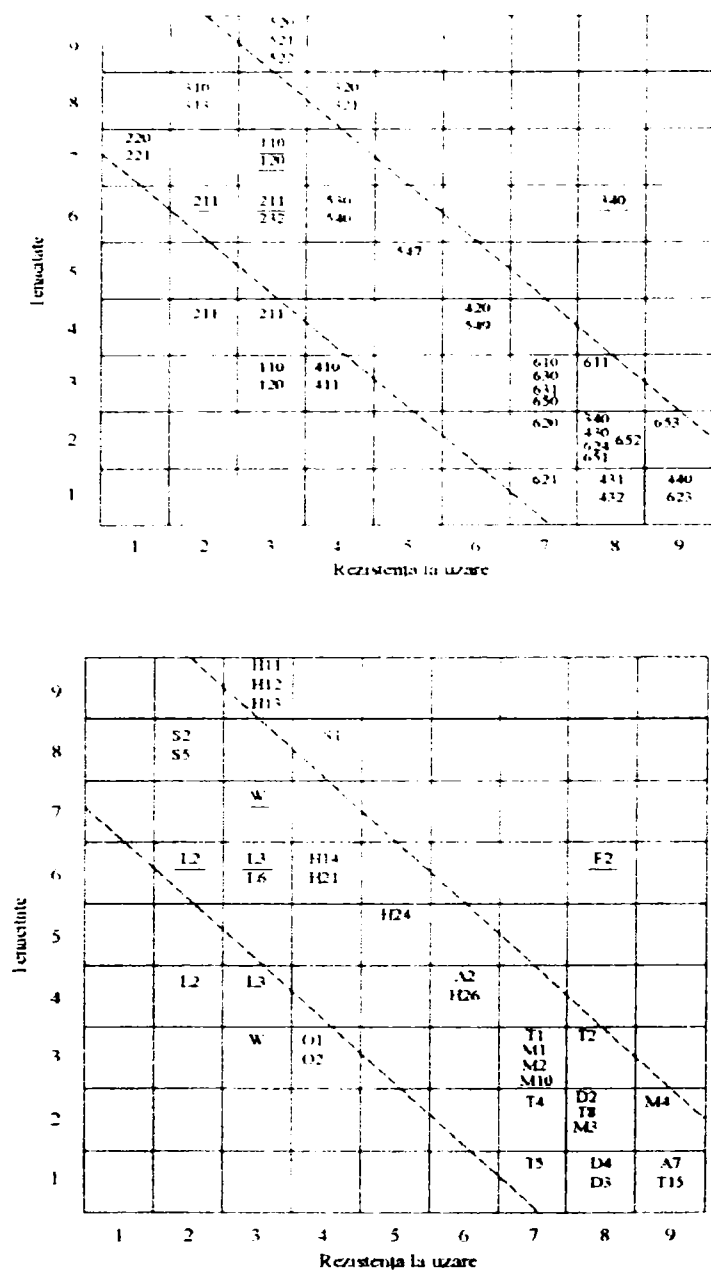


Figura 3.6 Dependenta relativa a tenacitatii si duritatii pentru cele mai uzuale oteluri de scule, in reprezentare unificata, respectiv dupa AISI. Marcile subliniate indica o calire superficiala.

Daca se accepta valori relative de nivel ceva mai redus ale rezistentei la uzare, se vor putea alege marcile 430 (D2), 624 (T8) sau 621 (M3), la tenacitati mai ridicate, iar la tenacitati mai reduse otelurile 431 (D4) sau 432 (D3).

Avandu-se in vedere ca valorile maxime ale duritatii corespund de asemenea unor valori superioare ale rezistentei mecanice si ale limitei de curgere, valoarea relativa a

duritatii dupa calire va reprezenta un criteriu de performanta important pentru alegerea materialului optim, pentru producerea dornurilor de autofretare.

Valorile finale ale selectiei de material sunt prezentate sintetic in tabelul 3.5, impreuna cu marcile de oteluri indigene echivalente. *Otelurile 610 (T1), echivalent marcii romanesti Rp3, respectiv 210 (L1), echivalent lui Rul 1 , au fost introduse in studiu din motive de disponibilitate.*

Asa cum rezulta din valorile relative ale proprietatilor de utilizare, tehnologice si de eficienta economica, categoriile de oteluri cu cel mai ridicat potential de utilizare il reprezinta otelurile de scule bogat aliate destinate sulelor pentru deformare plastica la cald si otelurile rapide. Analiza detailata a rezultatelor obtinute releva urmatoarele:

-considerandu-se *rezistenta la uzare* ca element de prima importanta in selectia materialului pentru dornurile de autofretare, se considera ca otelurile cu proprietatile cele mai favorabile nu au decat echivalent aproximativ cu marcile indigene. Astfel otelul 440 (A7) are un continut in carbon superior echivalentului romanesc 205 Cr 115, fiind aliat masiv cu V si Mo, formatoare de carburi dure si rezistente la uzare, fapt care permite scaderea usoara a alierii cu Cr. Din aceste motive comportarea la uzare este superioara otelului 205 Cr 115. Utilizarea la realizarea dornurilor de autofretare a otelului 440 (A7) presupune aprovizionarea din import;

-otelul rapid 623 (T15) are o buna corespondenta cu marca romaneasca Rp1, fiind de asteptat sa dea deplina satisfactie din punctul de vedere al rezistentei la uzare, al duritatii si limitei de curgere a materialului. Din punctul de vedere al *proprietatilor de utilizare* aceasta varianta de alegere se estimeaza a fi *optima*, asigurand cele mai mici deformati si cea mai buna durabilitate a sculei. Selectia in vederea utilizarii a acestui material are dezavantajul costului ridicat al materialului si a disponibilitatii reduse la aprovizionare. De asemenea prelucrabilitatea redusa, dificultatile producerii semifabricatului si a tratamentului termic, conduce la un pret final al dornului de autofretare, foarte ridicat.

Tabelul 3.5 Marcile de oteluri selectate pentru producerea dornurilor de autofretare

Tip	AISI	Marca echiv.	Rezisten- ta la uzare	Tenaci- tate	Duritate	Calibli- tate	Marime graunte	Disponibili- tate	Cost	Preluca- bilitate	Modificari dimensiona -le la calire	Siguranta la calire	Susceptibilitate la decarburare
440	A7	205 Cr 115***	9	1	6	R	8 ½	2	3	1	S	R	R
623	T15	Rp1***	9	1	9	R	9 ½	3	5	1	M	S	R
653	M4	Rp4**	9	2	8	R	9 ½	3	4	3	M	S	R
430	D2	155MoVCr115*	8	2	6	R	7 ½	4	3	3	S	R	R
624	T8	Rp1***	8	2	9	R	9 ½	3	5	3	M	S	R
651	M3	Rp4*	8	2	8	R	9 ½	3	4	4	M	S	R
431	D4	205 Cr 115**	8	1	6	R	7 ½	3	3	2	S	R	R
432	D3	205 Cr 115*	8	1	6	R	7 ½	4	3	2	S	R	R
610	T1	Rp3*	7	3	8	R	9 ½	4	4	5	M	M	M
210	L1	Rul 1	3-4	4-6	4	M	9	6	1	8	R	S	M

R- ridicata; M- medie; S- scazuta.

(a) – rezistenta la uzare creste odata cu continutul de carbon

(b) – tenacitatea scade odata cu cresterea continutului de carbon si a adancimii de calire

Corepondenta cu marca AISI: *-foarte buna, ** -buna, *** - aproximativa

-otelul rapid 653 (M4), echivalentul marcii romanesti Rp4, se estimeaza ca asigura de asemenea o functionalitate foarte buna a dornului de autofretare, in conditii de prelucrare ceva mai bune si la costuri usor mai reduse decat varianta anterioara. Disponibilitatea mai redusa de procurare si costurile prelucrării presupun insa un pret final al produsului destul de ridicat;

-celelalte variante rezultate ale selectiei presupun in masura mai mica sau mai mare corespondenta cu marcele indigene 155 MoVCr 115 si 205 Cr 115. Rezistenta la uzare si proprietatile mecanice ale materialelor sunt mai scazute decat in cazul otelurilor rapide mai sus mentionate, dar se situeaza la valori ridicate, susceptibile sa asigure functionalitatea corecta a dornului. Costurile mai reduse ale materialului si prelucrabilitatea mecano-termica mai facila fac ca pretul final sa fie sensibil mai redus decat in cazul folosirii otelurilor rapide. Situate la acelasi nivel din punct de vedere al cerintelor principale de functionalitate, otelul 155 MoVCr 115 are o prelucrabilitate si tenacitate mai buna. In compensatie otelul 205 Cr 115 are o duritate si o rezistenta usor mai mare, datorita continutului in carbon mai ridicat, fiind din acest motiv de preferat in aceasta aplicatie care nu presupune socuri in functionare;

-selectia otelului 610 (T1), echivalentul marcii indigene Rp3, presupune obtinerea unor dornuri cu proprietati mecanice foarte bune, in special duritate mare si limita mecanica de curgere ridicata, asigurand o stabilitate dimensionala buna la tragere. Rezistenta la uzare a acestui material este mai redusa decat la variantele anterior prezentate, fapt menit sa constituie un dezavantaj la folosirea repetata a dornului. De asemenea pretul final se estimeaza a fi ridicat, similar celorlalte variante de folosire a otelurilor rapide, eventual usor mai scazut.

-otelul 210 (L1), echivalentul otelului romanesc RUL 1 se dovedeste impropriu utilizarii in aceasta aplicatie atat din cauza proprietatilor mecanice inferioare fata de variantele anterioare, cat si a calibilitatii reduse, care impiedica realizarea structurilor calite pe intreaga sectiune a pieselor masive, asa cum este cazul in aplicatia de fata. Stabilitatea dimensionala redusa la tratamentul termic poate crea de asemenea probleme legate de precizia de executie a dornurilor.

3.10.6 TRATAMENTE TERMICE PENTRU MATERIALELE SCULELOR DE AUTOFRETARE

3.10.6.1 OTELURI ALIATE CU 12 % CR DIN CLASA OTELURILOR LEDEBURITICE

Compozitie chimica si fizica

Otelurile aliate cu 12%Cr au , pe langa continutul ridicat de carbon (1,2...2,3%) si de Cr (12...13%), eventual si alte elemente de aliere (Mo, V, W, Co, Ti). Aceasta compozitie are avantajul ca asigura pe langa o rezistenta foarte buna la uzare si o calibilitate ridicata, permitand atingerea unor duritati de 65...66 HRC.

Tabelul 3.6 Compozitia chimica a marcilor de oteluri aliate cu 12% Cr (STAS 3611-88).

Marca otelului	Compozitia chimica, in %							
	C	Mn	Si	Cr	Ni	W	V	Mo
165 VWMoCr 115	1,55÷	0,20÷	0,25÷	11,0÷	Max.	0,40÷	0,10÷	0,50÷
	1,75	0,40	0,40	12,0	0,35	0,60	0,50	0,70
155 MoVCr 115	1,50÷	0,15÷	0,10÷	11,0÷	Max.	-	0,90÷	0,50÷
	1,60	0,45	0,40	12,0	0,35	-	1,10	0,60
205 Cr 115	1,90÷	0,15÷	0,10÷	11,0÷	Max.	-	-	-
	2,20	0,45	0,40	12,0	0,35	-	-	-

Asa cum rezulta din figura 3.7 scaderea continutului de carbon pana la 1% nu este indicata deoarece determina o scadere a duritatii otelului in stare calita, afectand tocmai rezistent ala uzare, cea mai importanta proprietate a otelurilor de scule.

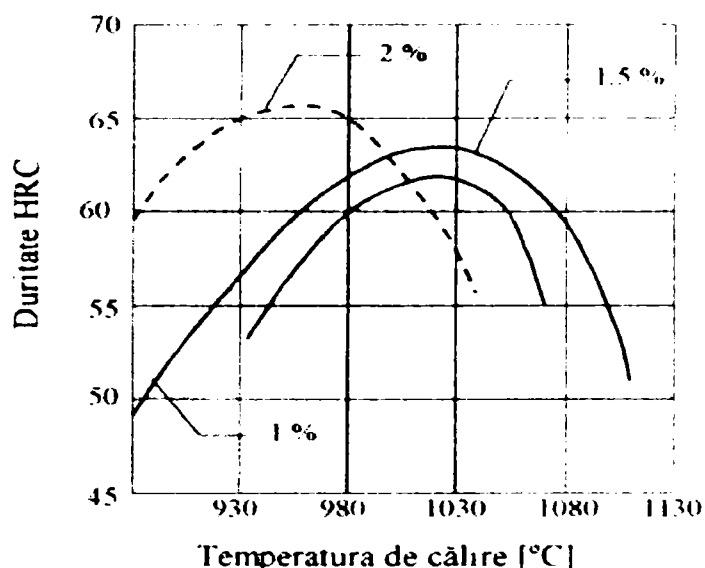


Figura 3.7 Variatia duritatii otelurilor aliate cu 12%Cr, cu continutul de carbon si temperatura de incalzire pentru calire

Prelucrabilitatea prin deformare plastica la cald

Parametrii tehnologici privind prelucrarea prin deformare plastica la cald, precum si ai tratamentului termic preliminar si final sunt prezentati in tabelul 3.7.

Tabelul 3.7 Regimuri de deformare si tratament termic pentru marci de oteluri cu 12%Cr

Marca otelului	Temp. def. plastica [°C]	Recoacere de inmuier			Calire			Revenire		Duritatea in stare calita si revenita [HRC]
		Temp. [°C]	Durit. in stare rec. [HB max]	Temp. [°C]	Mediu racire	Duritate calita [HRC]	Temp [°C]	Mediu racire	Temp [°C]	
165 VWMoCr 115	1060÷950	Max. 880	225	980÷1010	a u	62	1000	a	180	60
155 MoVCr 115	1060÷950	Max. 880	225	1020 1050	a u	62	1030	U	180	61
205 Cr 115	1060÷950	Max. 880	248	940 970	a u	62	960	u	180	60

a- aer ; u – ulei

Depasirea temperaturii de incalzire pentru forjare implica pericolul topiri ledeburitei, in special in zonele puternic segregate. Temperaturile situate catrelimitile inferioare ale intervalului prezinta avantajul faramitarii ledeburitei si reducerii segregatiei de carburi in produsele prelucrate prin deformare plastica.

Fiind oteluri calibile in aer se recomanda ca racirea de la temperatura sfarsitului de prelucrare prin deformare plastica sa se faca lent, in cuptoare.

Tratamentul termic preliminar

Recoacerea ca si tratament termic preliminar distinct, se aplica dupa reforjarea semifabricatelor sub forma de scule si in cazul repetarii tratamentului termic final, ca urmare a nerealizarii valorilor prescrise pentru duritate.

Temperatura de incalzire pentru recoacere variaza intre 820...880 °C, durata de mentinere dupa egalizarea temperaturii fiind de 1...4 ore.

Racirea se face continuu si lent cu 25...30 °C/h, pana la 300°C si apoi in aer

Dupa prelucrari mecanice pentru fasonare si inaintea calirii, sculele se supun unei recoaceri de detensionare ce consta in incalziri la 675...700°C, cu mentinere de 1...3 ore, urmata de racire in aer. Acest tratament urmareste prevenirea deformarii sau fisurarii sculelor in timpul incalzirii pentru austenitizare in vederea calirii mai ales cand prelucrarea mecanica s-a executat cu un regim sever de aschiere, introducandu-se tensiuni mecanice importante.

Tratamentul termic final

Tratamentul termic final aplicat sculelor este calirea martensitica urmata de revenire si eventual nitrurare. Otelurile din aceasta categorie poarta numele de oteluri "nedeformabile".

Temperatura de incalzire penru austenitizare in vederea calirii este influentata de compozitia chimica (continutul de C, Cr si alte elemente provenite din carburile dizolvate) si gradul de omogenitate chimica a austenitei. Asa cum rezulta din fig.3.8, o dizolvare mai puternica a carburilor la temperaturi mai mari va produce deplasarea la temperaturi mai scazute ale punctelor critice de transformare a austenitei,

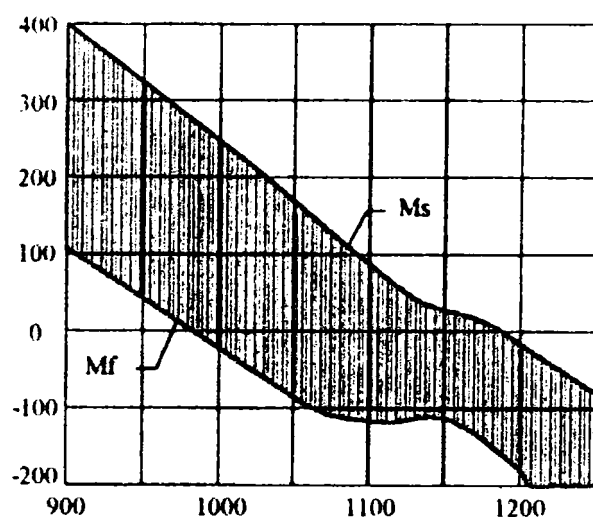


Figura 3.8 Variatia temperaturilor M_s si M_f cu temperatura de austenizare

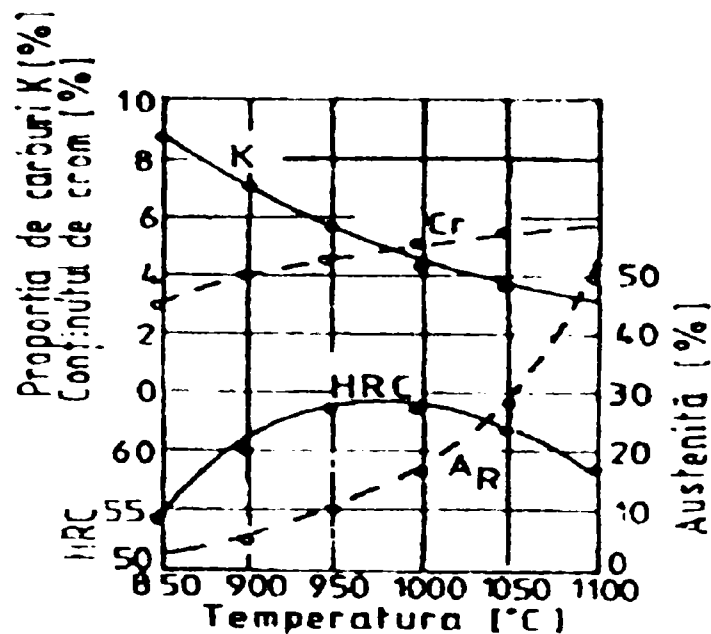


Figura 3.9 Proportia de carburi K, continutul de Cr in solutie, proportia de austenita reziduala A_R si duritatea HRC a oțelului aliat cu 12% Cr, in functie de temperatura de calire.

Dupa calire, cea mai mare duritate o ating oțelurile cu un continut ridicat de carbon, de tipul 205 Cr 115. Cele cu continut mai scazut in carbon (de exemplu 155 VmoCr115) ating valori mai ridicate ale duritatii dupa calire pe masura ce creste temperatura de incalzire, adica pe masura ce creste C dizolvat in austenita provenit din carburile descompuse termic. Aceasta explica valorile ridicate prescrise in STAS 3611-88 pentru temperaturile de incalzire la calire a sculelor din 155 MoVCr 115 (970...1000 °C) fata de cele prescrise pentru 205 Cr 115 (930...960 °C). Continutul ridicat de Cr din martensita va mari stabilitatea acesteia fata de revenire.

Structura de calire formata din martensita si o anumita proportie de austenita reziduala prezinta "durificare secundara" la revenire (fig.3.10a).

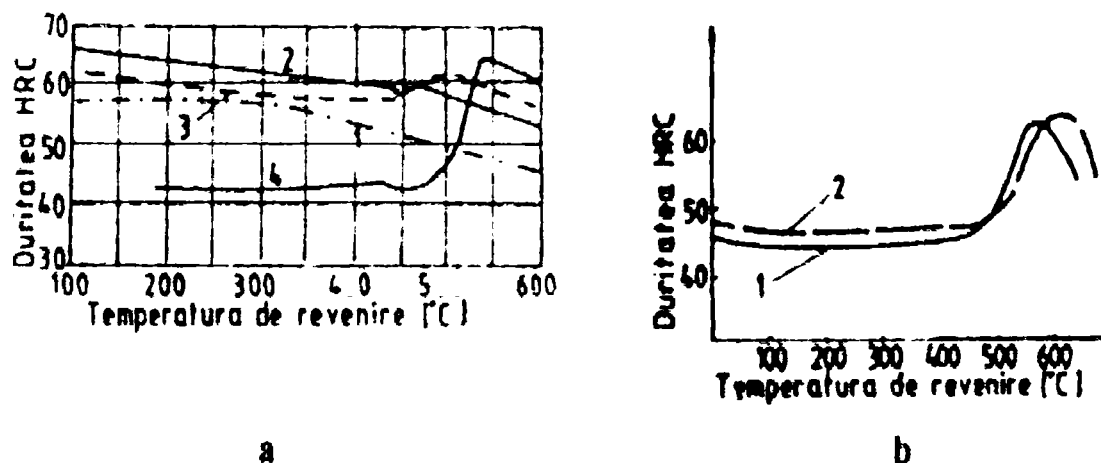


Fig.3.10 Influenta temperaturii de revenire asupra unui oțel aliat cu 12% Cr
a. Calit la: 1- 870°C; 2 - 980°C ; 3 - 1040 °C; 4 - 1150 °C;
b. In functie de continutul Mo si W: 1 - 205 Cr 115; 2 - 165 VWMo115

Alierea suplimentara cu Mo, V si W, elemente care se dizolva partial in carbura de Cr, are ca efect cresterea stabilitatii la cald a martensitei si accentuarea durificarii secundare (fig 3.10b). Luand in considerare influenta conditiilor de incalzire pentru calire

si de revenire asupra transformarilor structurale si modificarilor de proprietati, sculelor din oteluri cu 12% Cr li se pot aplica doua tipuri de tratamente termice: pentru durificare primara si pentru durificare secundara.

Tratamentul termic pentru durificare primara

Acest tratament consta in calirea la temperaturi relativ joase si revenire de asemenea la temperatura joasa. Sculele din otel 205 Cr 115 se calesc la 930-960 °C, cu racire in ulei sau aer, duritatea fiind de minimum 60 HRC. Incalzirea pentru calire se face cu o preincalzire la 600...800 °C.

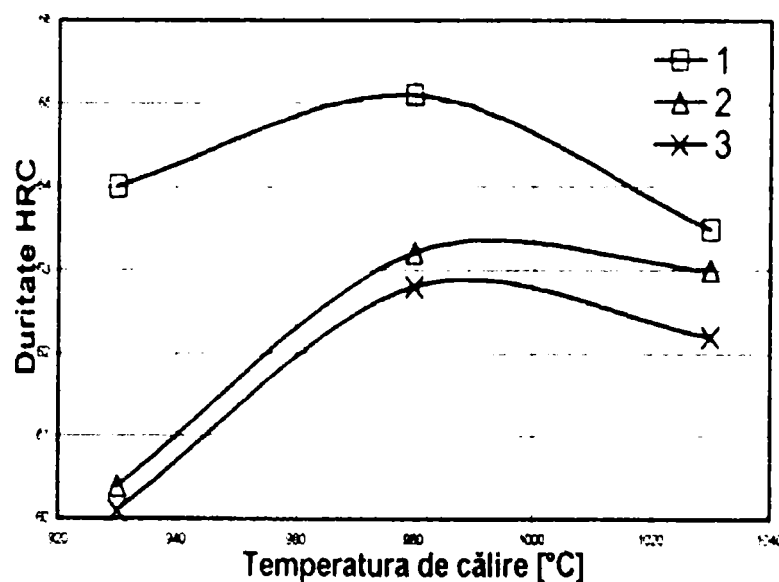


Fig. 3.11 Duritatea otelului cu 12% Cr in functie de temperatura de calire si de conditiile de incalzire

1 – incalzire in mediul de carburare, racire in ulei; 2 –incalzire in aer, racire in ulei; 3 – incalzire in aer, racire in aer.

Temperatura de revenire se stabileste la temperaturi mici (210...230 °C), cand se urmareste asigurarea unei valori cat mai mari a duritatii (60...63 Hrc). Valori mai ridicate ale temperaturii de revenire (420...440 °C) se recomanda in cazul in care trebuie asigurata o valoare mi mare a tenacitatii, valorile duritatii fiind in mod corespunzator diminuate.

Pentru cresterea tenacitatii se recomanda aplicarea calirii izoterme incomplete. Prin mentineri indelungate la temperaturi situate in jur de 300 °C, austenita se transforma in bainita, durata de mentinere necesara transformarii complete fiind foarte indelungata (peste 24 ore).

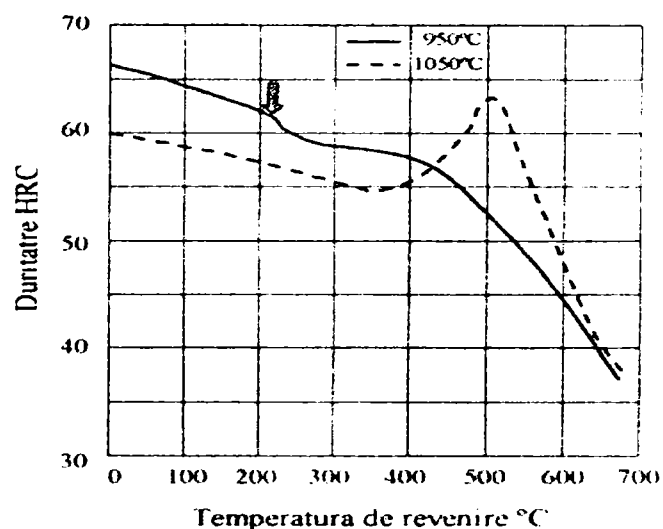


Fig.3. 11 Influenta temperaturii de revenire asupra unui otel cu 12% Cr calit in ulei de la 950 °C, respectiv de la 1050 °C

Cresterea temperaturii de incalzire pana la 1030...1050 °C determina o crestere a duritatii pana la 61...63 Hrc in cazul racirii in ulei, aer sau izoterma. Prin revenire la temperaturi joase (150...170°C) duritatea ramane practic neschimbata (fig.3.11), rezistenta la uzare fiind mare. Durata mentinerii poate depasi 6 h, mentinerea pana la 24 ore determinand cresterea rezistentei la rupere de 2...3 ori.

Revenirea la temperaturi mai inalte (200...275°C) cu mentineri de 2...5 ore (in functie de dimensiunile sculelor), are drept urmare o scadere a duritatii pana la valori de 56-58 HRC si in mod corespunzator a rezistentei la uzare, tenacitatea crescand in mod corespunzator.

Revenirea la temperaturi intre 300...375°C determina o scadere a duritatii, fara o crestere sensibila a tenacitatii si rezistentei la rupere. Aceasta se explica prin faptul ca in acest interval de temperaturi se desfasoara al doilea stadiu de descompunere a martensitei care determina coalescenta cementitei la marginea cristalelor de martensita. Aceste precipitate intergranulare sunt cauza unei tenacitati scazute.

Revenirea la temperaturi mai inalte (420...445°C) are ca efect o descompunere mai avansata a martensitei, fara coalescenta de carburi intergranulare. Prin aceste transformari duritatea scade sensibil (54... 58 HRC), crescand in schimb tenacitatea otelului. Acest regim de revenire este indicat pentru conditii care implica solicitari mari la soc mecanic si mici la uzare. Dupa operatiile de slefuire, rectificare, in timpul carora muchiile pot ajunge la temperaturi de 200...300 °C, urmeaza sa se aplice o noua revenire la 150...160 °C, cu mentineri de 30...45 minute.

Tratamentul termic pentru durificare secundara

Otelurile aliate cu 12% Cr, continand in jur de 1,5 %Cr si aliate suplimentar cu Mo si V prezinta particularitatea ca pe masura ce creste temperatura de austenitizare creste proportia de austenita reziduala, duritatea rezultata dupa calire fiind mai redusa. Pe masura cresterii temperaturii de revenire se produce descompunerea martensitei insotita de o micorare a duritatii, austenita reziduala ramanand netransformata. La temperaturi mai inalte de 380...400 °C, se poate produce transformarea austenitei reziduale in constituinti de tip martensitic, continand cristale fin dispersate de carburi si faze complexe de Fe, Cr, Mo si V, duritatea acestor constituinti fiind mult mai mare decat cea a austenitei reziduale, formarea lor compenseaza efectul descompunerii martensitei, otelul avand o duritate mai mare decat cea rezultata in urma revenirii joase. Acest efect este denumit durificare secundara.

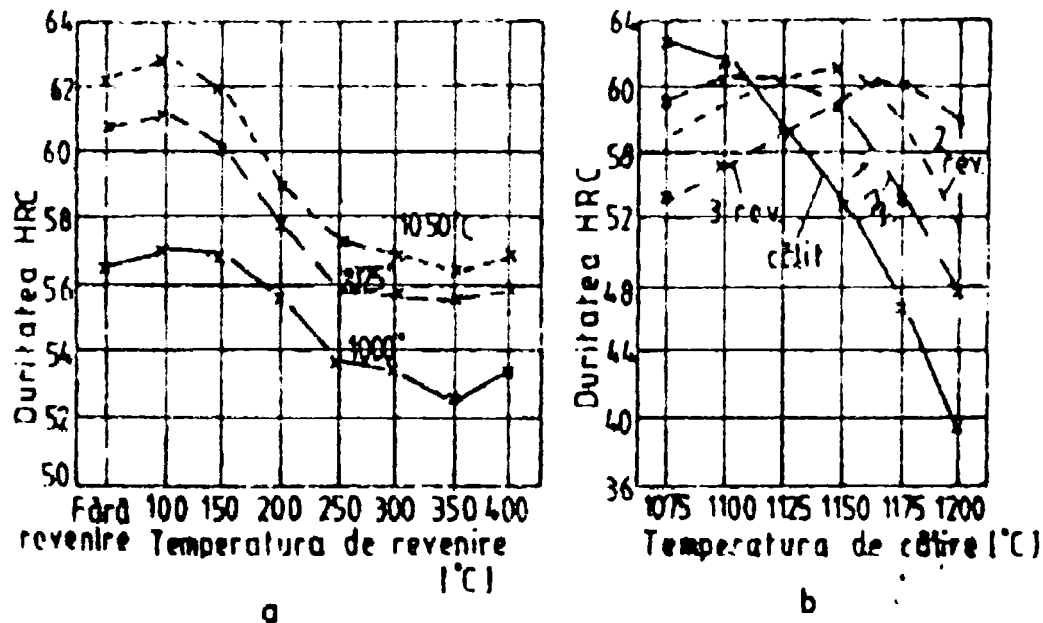


Fig. 3.12 Duritatea otelului aliat cu 12% Cr si 0,8% V, in functie de temperatura de calire si de revenire: a – revenire la 100...400 °C; b – revenire repetata la 520 °C

Dupa cum se vede din fig. 3.12 b, efectul de durificare secundara depinde de conditiile de calire si de temperatura, durata si numarul revenirilor.

Caracteristicile mecanice pentru otelul de scule 440 (A7 dupa AISI) echivalent romanesc 205 Cr 115, calit si revenit

Conform [90] otelul 440 (205 Cr 115) are urmatoarele caractéristici mecanice:

Limita tehnica de curgere in functie de duritate	
Duritate HRC	Limita tehnica de curgere la compresiune $R_{p0,2}$ [Mpa]
62	2210
60	2110
55	1860
50	1620
45	1320

Modulul de elasticitate in functie de temperatura	
Temperatura [°C]	Modulul de elasticitate [N / mm ²]
20	194000
200	189000
400	173000

3.10.6.2. OTELURI INALT ALIATE (OTELURI RAPIDE)

Clasificarea otelurilor rapide

Otelurile rapide se disting intre otelurile pentru scule aschietoatoare, pentru taiere si deformare la rece prin valorile ridicate ale rezistentei la cald si rezistentei la uzare. Alierea cu continuturi ridicate de Cr, W, Mo si V la care se adauga Co are ca scop sa asigure dupa calirea martensitica si revenirea repetata pentru transformarea austenitei reziduale, valori ale acestor caracteristici de exploatare ce permit ca in timpul lucrului scula sa reziste la puternice solicitari la cald si la uzare.

Elementele de aliere continute in oteluri rapide au evoluat ca si concentratii pe masura ce s-a aflat influenta lor asupra calibilitatii, rezistentei la uzare, rezistentei la cald si celorlalte caracteristici tehnologice si de exploatare.

Pastrand ca criteriu de clasificare continutul de W si Mo, se poate face o grupare in patru clase: oteluri cu 18% W, oteluri cu 12 % W, oteluri cu 6% W si 5% Mo si oteluri cu 9 % Mo si 2% W.

Tabelul 3.8 Clasificarea otelurilor rapide dupa destinatie, in functie de solicitare

Clasa de Solicitare	Elemente de aliere principale, %	Destinatia
A	14-17 W 0-0,8 V	Generala, ca de ex. Cutite de strung
B	17-20 W 0,8-1,2 V	Burghie, spirale, freze
C	18-20 W 1,2-1,5 V	Ferastraie
D	14-20 W 1,8-2,7 V	Scule puternic solicitate (dalti, rindele, cutite de strung)
E	12-20 W 2,7-4,5 V aliere cu cobalt	Oteluri de inalta performanta pentru scule puternic solicitate la uzare. Continutul optim de Co, 3-5%

Se remarca faptul ca otelurile cu productivitate ridicata contin spre deosebire de cele cu productivitate normala, cobalt si vanadiu.

Structura otelurilor rapide prelucrate plastic la cald

Prin deformarea plastica la cald se produce faramitarea retelelor de eutectic si maruntirea cristalelor de carburi si austenita. Cristalele de carburi se repartizeaza mai uniform in masa de baza. Datorita acestor modificari ale structurii de turnare este posibila formarea prin aplicarea recoacerii, a unei mase de baza constituita din perlita sorbitica, in care carburile sunt uniform distribuite.

Aceasta structura permite fasonarea prin aschiere a sculelor . Prin aplicarea calirii martensitice (cu incalzire pentru austenitizare la temperaturi ridicate) se asigura o structura cu masa de baza constituita din martensita, austenita reziduala si carburi libere. Datorita efectului deformarii plastice asupra uniformizarii distributiei carburilor primare ledeburitice si secundare, duritatea otelului calit dupa deformare plastica este mai uniform distribuita in limitele cristalelor invecinate, in comparatie cu otelul calit dupa turnare, solidificare si racire.

Tabelul 3.9 Microduritatea otelului Rp3 turnat, calit la 1280 °C si revenit la 560 °C

Zonele de graunte	Duritatea dupa calire		Duritatea dupa revenire	
	μHV	HRC	μHV	HRC
Zona centrala(sorbita)	320-350	35	270-280	29
Stratul intermediar (martensita si austenita)	700-725	58-59	790-800	60-61
Stratul exterior (retea de carburi)	940-1000	65-67	940-1000	65-67

Dupa calire martensitica si revenire repetata pentru transformarea austenitei reziduale, structura otelului rapid prelucrat in prealabil plastic la cald este constituita dintr-o masa de baza martensitica si carburi primare, ledeburitice si in mai mica masura secundare.

Măsura în care deformarea plastică la cald influențează structura și proprietățile oțelului rapid și comportarea acestuia la tratamentul termic preliminar și final depind de gradul de deformare, de schema de deformare și de dimensiunile semifabricatului.

Carburile eutectice și o parte din cele secundare, care nu se dizolvă în timpul încălzirii pentru prelucrarea plastică la cald se distribuie, în timpul deformării, sub formă de siruri în direcția curgerii plastice, rezultând neuniformități sub formă de siruri. O asemenea configurație structurală este nefavorabilă utilizării, rezultând o fragilitate pronunțată a materialului.

Influența carbonului și a elementelor de aliere asupra caracteristicilor de exploatare

Caracteristicile de exploatare cele mai semnificative și mai direct influențate de conținutul de carbon și de elementele de aliere (prin intermediul caracteristicilor structurale și a factorilor care le determină și influențează) sunt: duritatea maximă, tenacitatea și plasticitatea. Dintre acestea duritatea maximă rezultată prin aplicarea calirii martensitice (și care crește cu 2-4 HRC prin aplicarea revenirii) este și o indicație a calibrabilității.

Spre deosebire de cazul oțelurilor pentru scule din clasele perlitică și martensitică, în cazul oțelurilor rapide caracteristicile de exploatare depind de conținutul de carbon și elemente de aliere într-un mod mai complex, determinat de transformările structurale care au loc la austenitizarea pentru calire și la revenire.

Duritatea

Duritatea martensitei depinde de conținutul de carbon dizolvat în austenită. În cazul oțelurilor rapide influența conținutului de carbon asupra durității maxime se exercită în funcție de conținutul de elemente de aliere care leagă carbonul, formând carburi, precum și temperatura de austenitizare în vederea calirii. Elementele de aliere își exercită influența atât prin concentrație cât și prin natura lor, care determină tipul carburilor formate și stabilitatea lor termică. Temperatura de încălzire pentru austenitizare în vederea calirii determină proporția de carburi descompuse termic și implicit cantitatea de carbon și de elemente de aliere care sunt trecute în austenită prin difuzie în stare solidă. Limitarea concentrației carbonului la 0,8 % în oțelurile rapide cu conținut de V de până la 1% se justifică prin aceea că depășirea acesteia ar conduce la o micșorare a raportului W:C și la formarea carburii de tip $M_{23}C_6$ și chiar a cementitei, care dizolvându-se ușor în austenită la încălzire în vederea calirii determină o creștere a proporției de austenită reziduală. De asemenea micșorând forțele de coeziune în rețeaua de martensită, carbonul determină micșorarea rezistenței acesteia la rupere și implicit a rezilienței. Pe de altă parte efectul durificator este cu atât mai intens cu cât temperatura transformării martensitice este mai joasă, ceea ce se și întâmplă sub influența elementelor de aliere.

Rezistența mecanică

Pe măsura ce temperatura de încălzire pentru austenitizare în vederea calirii crește peste anumite valori, scad valorile caracteristicilor mecanice. Aceasta se explică prin creșterea granulației masei de bază. Pe de altă parte, încălzirea pentru calire la temperaturi cât mai înalte este necesară în vederea creșterii concentrației de carbon și de elemente de aliere din austenită și martensită și prin aceasta a creșterii rezistenței la cald.

Pentru a realiza creșteri ale caracteristicilor mecanice prin încălzire pentru calire la temperaturi destul de înalte spre a asigura valori ridicate ale rezistenței la cald este necesar să se aplice tratamentul termomecanic.

Rezistența la uzare

După calire și revenire repetată, la 500...560 °C, pentru transformarea austenitei în martensită, oțelurile rapide au durități care la temperatura ordinară sunt de aceeași valoare cu ale oțelurilor de scule nealiat sau slab aliate supuse calirii și revenirii joase. Spre deosebire de acestea, oțelurile rapide conțin în masă de bază carburi care au o

duritate cu mult mai ridicata, ce *nu influenteaza insa duritatea otelului*, care este determinanta de duritatea masei de baza. In schimb la aceeasi valoare a duritatii, rezistenta la uzare a otelurilor care contin in masa de baza martensitica carburi ale elementelor de aliere, creste.

La temperaturi la care sculele ajung in timpul lucrului, otelurile rapide au o rezistenta la uzare mai ridicata decat cele nealiate sau slab aliate, deoarece pe langa faptul ca toate carburile libere isi pastreaza duritatea ridicata si masa de baza, isi mentin duritatea sub influenta elementelor de aliere.

Rezistenta la compresiune (la strivire sau la deformatii plastice mici)

Pe masura ce creste duritatea otelului, creste rezistenta la compresiune si la deformatii plastice mici. Sub influenta elementelor de aliere dizolvate in austenita si in martensita, in special a cobaltului, chiar la temperaturi ridicate, rezistenta se mentine la valori mai ridicate decat a otelurilor nealiate sau slab aliate. Aceasta explica utilizarea otelurilor rapide si in special a celor aliate cu cobalt, pentru executarea sculelor pentru deformare plastica la cald destinate sa lucreze in conditii de solicitare puternica la compresiune.

Tratamentul termic final

Sculele din oteluri rapide se supun de regula unei caliri martensitice volumice urmata de revenire repetata pentru transformarea austenitei reziduale si obtinerea unei duritatii maxime.

Pentru cresterea rezistentei la uzare se mai aplica si tratamente termice subcritice ulterioare calirii si revenirii. In tabelul 3.10 sunt prezentati parametri termici pentru forjare, recoacere, calire si revenire

Tabelul3.10

Marca Otel	Forjare C ⁰	Recoacere C ⁰	Calire		Revenire	
			Temp. C ⁰	Mediu racire	Temp. C ⁰	HRC Max.
Rp1	1100-900	790-820	1220-1240	Ulei Aer Baie izot.	560-580	64
Rp3	1150-900	820-850	1250-1290	Ulei Aer Baie izot.	550-570	64
Rp4	1100-900	770-820	1200-1240	Ulei Aer Baie izot.	550-570	64

Caracteristicile mecanice pentru otelul rapid

Conform [15] caracteristicile mecanice ale otelului rapid, la solicitarea de incovoiere sunt cele prezentate mai jos. Deoarece solicitarea sculelor de autofretare este de compresiune, caz mai favorabil, vor fi acceptate si pentru aceasta solicitare.

Rezistenta la incovoiere pentru Rp3	
Temperatura de calire [°C]	Rm [Mpa]
1200	3000
1250	3150
1300	2250

3.11 Serajul (strangerea) sculei [S]

Este un parametru al operatiei tehnologice de autofretare, definit ca :

$$S \text{ [mm]} = D_{\text{scula}} \text{ [mm]} - D_{\text{alezaj}} \text{ [mm]}$$

Strangerea rezulta ca parametru initial, din calculul de dimensionare a tevii si se calculeaza in functie de presiunea de lucru, de caracteristicile mecanice ale materialului utilizat , de deformatia elastica si plastica a sculei si de uzura sculei. Este important ca serajul sculei sa ramana constanta pe toata lungimea semifabricatului ce se autofreteaza.

Definim :

-strangerea teoretica S_T , ca fiind cea care rezulta din calculul de rezistenta;

-strangerea efectiva S_E , fiind diferenta dintre scula si semifabricat dupa executia lor cu o anumita toleranta si deformatia elastica si plastica a sculei in timpul procesului de autofretare

Apreciem ca serajul (strangerea) sculei, influenteaza in mod hotarator forta de impingere (parametru principal) si uzura sculei, de aceea in partea experimentală se vor studia acesti parametri in functie de diverse strangeri.

3.12 Deformatia remanenta(plastica) a semifabricatului

Este un parametru principal al operatiei tehnologice de autofretare, definit ca :

$$\delta_r \text{ [mm]} = \frac{D_{alezajfinal} - D_{alezajinitial}}{2}$$

Deformatia remanenta a semifabricatului rezulta ca parametru initial, din calculul de dimensionare a tevii si se calculeaza in functie de presiunea de lucru, de caracteristicile mecanice ale materialului utilizat, de deformatia elastica si plastica a sculei si de uzura sculei.

Apreciem ca forma geometrica a sculei, dimensiunile sculei, materialul sculei, rezistenta la uzura a sculei, sunt factorii care influenteaza deformatia remanenta. In partea experimentală se va studia efectul acestora asupra deformatiei remanente a semifabricatului.

CONCLUZII

- a) Autofretarea este posibila atat cu scula tip dorn cat si cu scula sferica. Apreciem ca datorita diferentei mari dintre diametrul sculei si diametrul semifabricatului autofretarea pe adancimi mari, cu scula sferica, este putin probabila. Forma geometrica a sculei se va studia in experimentul de laborator la scara redusa.
- b) Parametrii care definesc scula si operatia de autofretare sunt enumerati mai jos si vor fi studiatii in capitolul experimental:
- forța de impingere a sculei, notata F_{ax} ;
 - unghiul de atac al sculei, notat α ;
 - lungimea de calibrare a sculei;
 - deformatia elastica si uzura sculei;
 - viteza de avans a sculei in procesul de autofretare;
 - materialul si tratamentul termic al sculei;
 - solicitarile mecanice din scula in timpul autofretarii;
 - evitarea gripajului sculei pe suprafata alezajului semifabricatului;
 - deformatia remanenta a semifabricatului dupa autofretare;
- c) Aplicarea procedurilor moderne de selectie a materialului pentru realizarea dornurilor de autofretare a tevilor de artilerie, a conturat urmatoarele variante:
- Executia sculelor de autofretare din otel de provenienta indigena, din categoria celor bogat aliate pentru deformare la rece, din sortul 205 Cr 115, eventual 155 MoVCr 115, cu proprietati mecanice ridicate, la un pret relativ moderat;
 - Selectia unui otel rapid de tip Rp1, eventual Rp4, ca varianta optima din punct de vedere functional, dar la un pret final ridicat;
 - Folosirea marcii Rp3, pentru realizarea de repere de buna calitate, cu durabilitate medie, la un pret final ridicat.
 - Otelul 210 (L1) echivalentul otelului romanesc RUL 1 se dovedeste impropriu utilizarii in aceasta aplicatie atat din cauza proprietatilor mecanice inferioare fata de variantele anterioare, cat mai ales calibilitatii reduse, care impiedica realizarea structurilor calite pe intreaga sectiune a pieselor masive. Apreciem ca pentru studiul de laborator pe dimensiuni reduse se pot utiliza scule de autofretare executate din otel RUL 1 datorita usurintei de aprovizionare si a pretului rezonabil al materialului.

EXPERIMENTE DE LABORATOR PENTRU CONFIRMAREA PARAMETRILOR SI STABILIREA GEOMETRIEI SCULELOR, LA SCARA REDUSA

4.1 Generalitati

Deoarece din studiul teoretic s-a desprins concluzia ca autofretarea este posibila atat cu scula tip dorn cat si cu scula sferica, s-a trecut la experimentarea de laborator pe esantioane reduse, din material de teava de artilerie.

Deoarece s-a dispus de scule sferice ϕ 85 mm executate din otel Rul1 s-au executat si dornuri la dimensiunea ϕ 85 mm tot din otel Rul1.

4.2 Semifabricate utilizate

S-au executat esantioane din material OHN 0-85 GOST 5192-67, otel specific fabricatiei tevilor de artilerie. Semifabricatele au fost executate identice (fig.4.1) cu exceptia urmatoarelor dimensiuni:

-diametrul exterior notat in fig. 4.1 cu D , a fost executat 200 si 290 mm pentru a simula diverse grosimi ale tevii;

-diametrul interior notat in fig. 4.1 cu d , a fost executat 83 ...84,75 mm pentru a simula diferite grade de autofretare ale tevii;

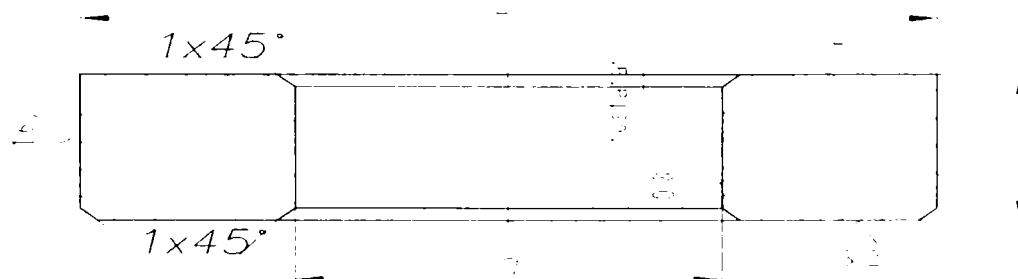


Fig.4.1 Esantion pentru experimentare

Esantioanele au fost debitate din trei semifabricate care au fost initial tratate termic, masurate, marcate si supuse unei operati de fosfatari cu fosfat de zinc, cu grosimea de 10....15 μ m

Ungerea semifabricatelor pe suprafata de lucru s-a facut cu vaselina tehnica Rul 100 in amestec cu 10% ulei siliconic cu viscozitatea de 100 000 cSt.

Din bramele de material, din care au fost executate esantioanele, s-au prelevat probe pentru incercari mecanice. Rezultatele incercarilor mecanice sunt prezentate in tabelul 4.1

CARACTERISTICI LE MECANICE SI DE DEFORMABILITATE OBTINUTE LA
TRACTIUNE

STATICA PENTRU SEMIFABRICATELE UTILIZATE LA TEVILE DE ARTILERIE

Tabelul 4.1

Material OHN 0-85 GOST 5192-67

Nr. crt.	SIMBOL EPRUVETA	R_m [Mpa]	$R_{p0,2}$ [Mpa]	σ_{10} [Mpa]	E [Mpa]	E_p [Mpa]	A_{10} [%]	Z [%]
0	1	2	3	4	5	6	7	8
1	1.14.1.1	863,85	741	701	2,176 x 10^5	2304	10,5	56,11
2	1.14.1.2	895,7	782	728	2,02 x 10^5	2432	10,12	53,6
3	1.14.1.3	893,7	771,2	744	2,16 x 10^5	2176	8,9	56,11
4	1.14.1.4	876	768	720	2,048 x 10^5	2560	12	58
5	1.14.1.5	828	760	692	2,048 x 10^5	2080	3,75	14,43
6	1.14.1.6	912	788	740	1,93 x 10^5	1920	13	54
Medie semifabricat 1		878,2	768,4	720,8	2,063 x 10^5	2245,33	10,9	55,56
1	2.12.1.1	1015,13	924	828	2,036 x 10^5	3072	7,25	46,68
2	2.12.1.2	1074,84	984	880	2,057 x 10^5	2048	7,65	50,12
3	2.12.1.3	1027	944	836	2,06 x 10^5	1920	7,37	46,53
4	2.12.1.4	1037	932	844	2,02 x 10^5	3840	9	42
5	2.12.1.5	1074,84	984	900	2,16 x 10^5	2816	7,62	50,12
6	2.12.1.6	1023	933,6	860	2,08 x 10^5	3456	8,25	50,4
Medie semifabricat 2		1042	950,3	858	2,07 x 10^5	2858,7	7,86	47,64
1	3.14.1.1	931,5	836	776	2,12 x 10^5	2304	9,75	46,87
2	3.14.1.2	931,5	824	736	2,05 x 10^5	4096	9,25	48,34
0	1	2	3	4	5	6	7	8
3	3.14.1.3	935,5	832	776	2,16 x	2176	8,75	41,86

					10^5			
4	3.14.1.4	961	840	788	$2,095 \times 10^5$	2304	11	49
5	3.14.1.5	939,5	840	780	$2,08 \times 10^5$	2688	8,5	42,8
6	3.14.1.6	927,5	824	772	$2,08 \times 10^5$	2688	8	47,44
Medie semifabricat 3		937,8	832,7	771,3	$2,0975 \times 10^5$	2709	9,2	46,05

4.3 Stabilirea condițiilor de experimentare

4.3.1 Pentru scula sferică (tip bila) s-a folosit următoarea notare, conform Fig. 4.2

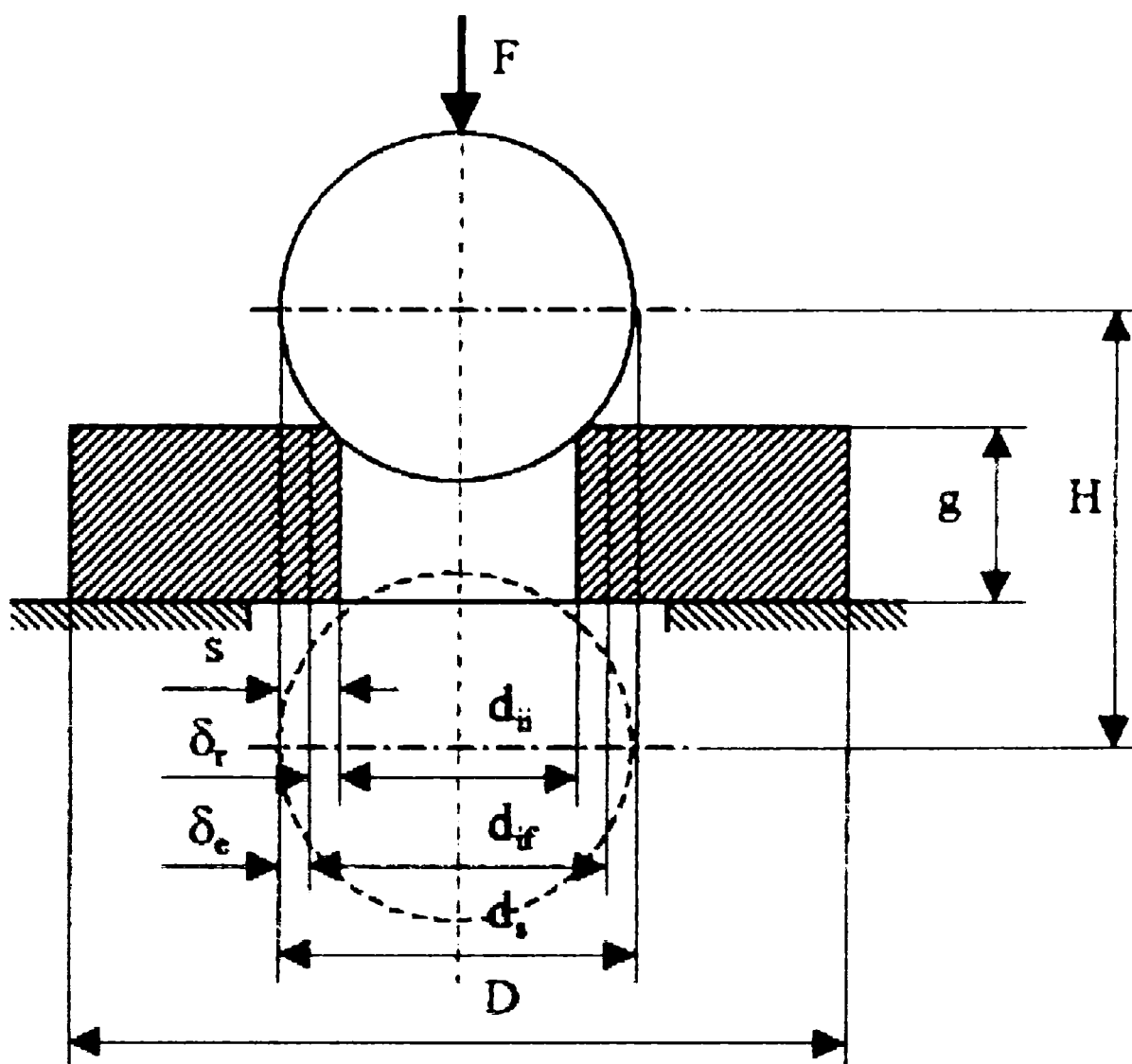


Fig. 4.2

Notații utilizate:

d_s [mm] –diametrul sculei (bila)
 D [mm] - diametrul exterior al probei
 d_{ii} [mm] -diametrul interior inițial al probei
 d_{if} [mm] -diametrul interior final al probei
 g [mm] -grosimea inițială a probei
 G [mm] -grosimea finală a probei
 H [mm] –adâncimea de pătrundere
 F [KN] -forța axială
 S_i [mm] –supraînălțarea teoretică
 S_e [mm] –supraînălțarea efectivă
 δ [mm] -deformația radială

$$S = \frac{d_s - d_{ii}}{2}$$

$$\delta_e = \frac{d_s - d_{if}}{2}$$

$$\delta_r = \frac{d_{if} - d_{ii}}{2} = S - \delta_e$$

δ_e [mm] -deformația elastică (de revenire) a probei
 δ_r [mm] -deformația remanentă a probei
 h_b [mm] -înălțimea bavurii

$$h_b = G - g$$

4.3.2 Pentru scula tip dorn conic, s-a folosit următoarea notatie, conform Fig. 4.3

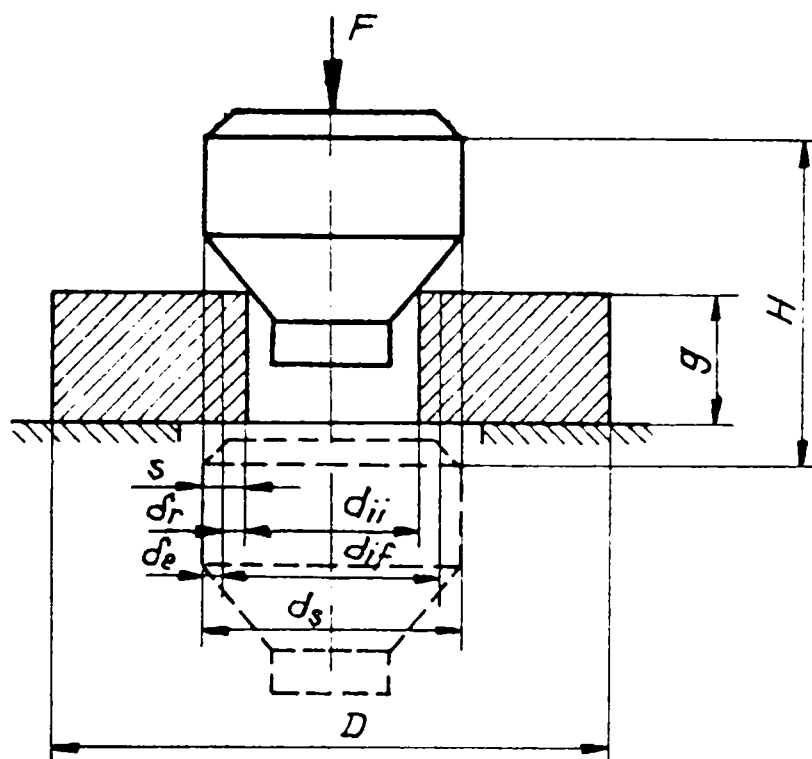


Fig. 4.3

Notatii utilizate:

d_s [mm] –diametrul sculei (dorn)
 D [mm] - diametrul exterior al probei
 d_{ii} [mm] -diametrul interior inițial al probei
 d_{if} [mm] -diametrul interior final al probei
 g [mm] -grosimea inițială a probei
 G [mm] -grosimea finală a probei
 H [mm] –adâncimea de pătrundere
 F [KN] -forța axială
 S_t [mm] –supraînălțarea teoretică
 S_e [mm] –supraînălțarea efectivă
 δ [mm] -deformația radială
 δ_e [mm] -deformația elastică (de revenire) a probei
 δ_r [mm] -deformația remanentă a probei
 h_b [mm] -înălțimea bavurii
 α [grade]- semiunghiul conului de atac

$$S = \frac{d_s - d_{ii}}{2}$$

$$\delta_e = \frac{d_s - d_{if}}{2}$$

$$\delta_r = \frac{d_{if} - d_{ii}}{2} = S - \delta_e$$

$$h_b = G - g$$

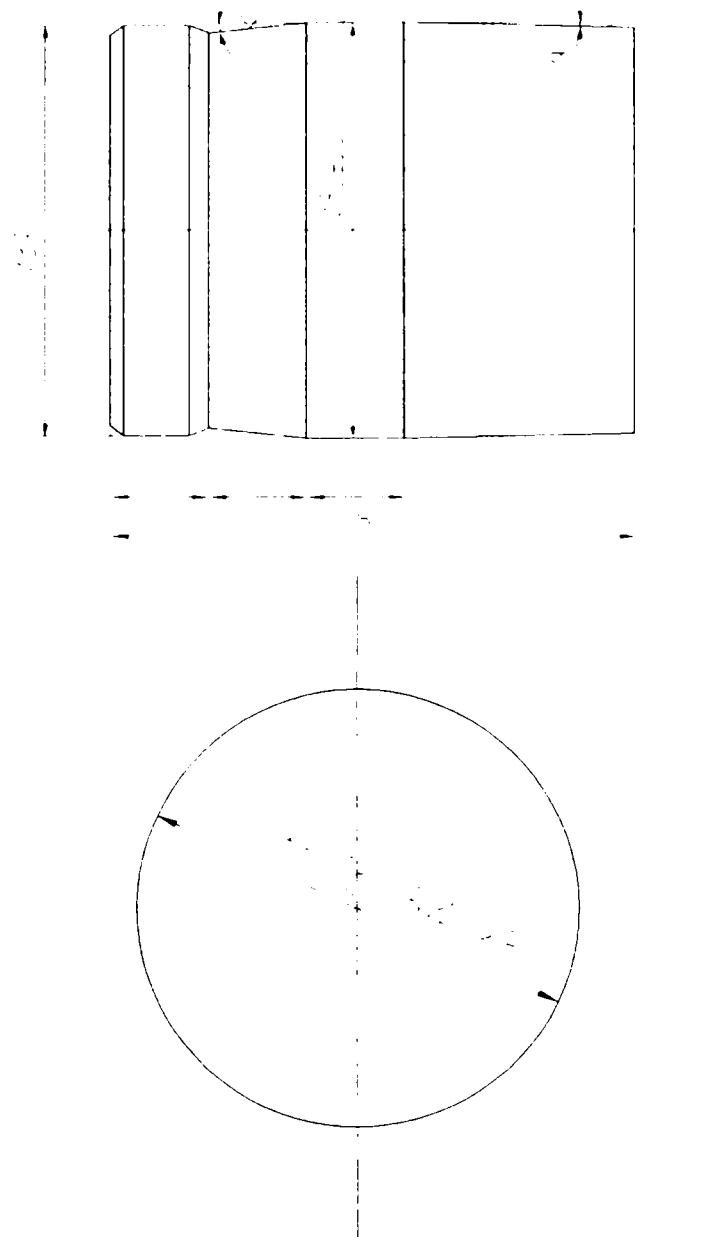


Fig.4.4 Forma si dimensiunile sculelor utilizate

Pentru ca sa existe conditii identice de incercare amandoua tipurile de scule au fost executate din otel RUL 1 , calite la duritati aproximativ egale, prelucrate si lustruite la rugozitati apropiate.

Tabelul4.2

Tipul sculei	Dimensiunea efectiva D [mm]	Materialul utilizat	Duritatea masurata [HRC]	Rugozitatea masurata [μ m]	Semiunghiul Conului [grade]
Dorn	84,92	RUL 1	61	0,63	2
Bila	84,98	RUL 1	62	0,40	-

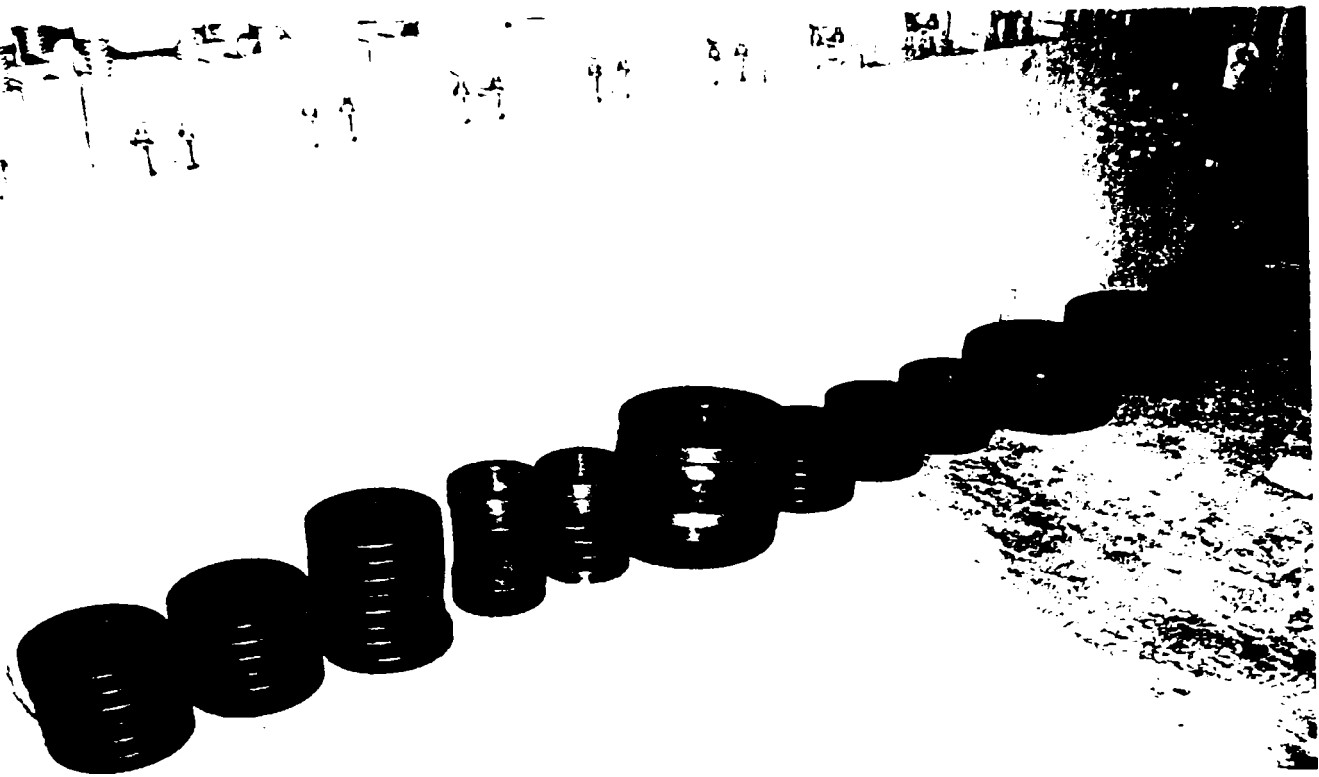


Fig.4.5 Esantioane pentru incercari de laborator

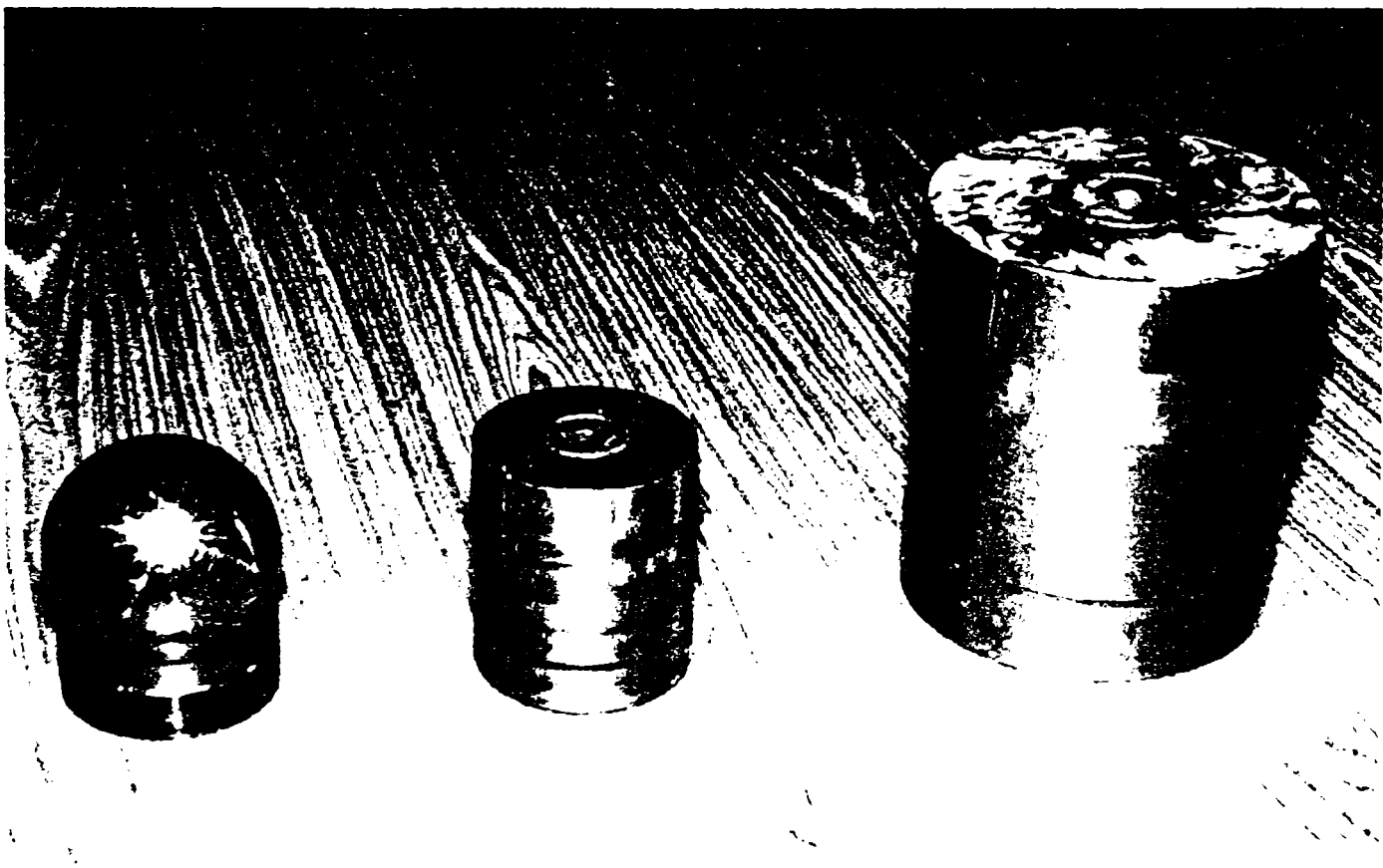


fig.4.6 Scule utilizate la experimentul de laborator

4.4 Planul de experimentare

Tabelul 4.3

Proba nr.	Bucăți	Material	D[mm]	d _{ii} [mm]	s[mm]	Sculă
1	10	OHN-085	200	84,5	0,25	Bilă +dorn
2	10	OHN-085	200	84	0,5	Bilă +dorn
3	8	OHN-085	290	83	1	bilă

Material – Otel teava OHN-085 tratat termic			
Proba nr.	Supraînălțare s [mm]	Sculă folosită	Temperatura de incercare [°C]
1-1	0,25	bilă	20
1-2			
1-3			
1-4		dorn	20
1-5			
1-6			
1-7			
1-8			
1-9			
1-10			
2-1	0,5	bilă	20
2-2			
2-3			
2-4		dorn	20
2-5			
2-6			
2-7			
2-8			
2-9			
2-10			
3-1	1	bilă	20
3-2			
3-3			
3-4			
3-5			
3-6			
3-7			
3-8			

4.5 Montajul experimental

Realizarea experimentărilor s-a făcut utilizând ca scule o bilă din oțel Rul 1 cu dimensiunile din fig. 4.4 duritatea și rugozitatea conform tab. 4.2, fie un dorn special, din oțel Rul 1 având o porțiune conică de deformare cu semiunghiul de 2° , o porțiune cilindrică de calibrare și un guler de centrare, cu dimensiunile din fig.4.4 și duritatea conform tabelului 4.2

S-au asigurat următoarele condiții de experimentare:

⇒ S-au efectuat încercări de experimentare pe 43 probe (cu alezajul de 85 mm).

⇒ La fiecare încercare s-a procedat la centrarea prealabilă a elementelor dispozitivului de autofretare (poanson + sculă + placă suport + dinamometru elastic) prin apăsare inițială de circa 3 KN, iar după autocentrarea elementelor sistemului s-a poziționat la zero comparatorul pentru deformațiile radiale și rigla pentru adâncimea de pătrundere.

⇒ Modelul concret de operare a fost ușor diferențiat determinat de specificul lucrului pe cele două prese hidraulice, RM cu citire directă a forței axiale și PACH 200 cu înregistrarea forței prin dinamometru elastic și punte tensometrică.

a) la presa RM, cu acționare prin sistem hidraulic propriu și înregistrare directă a forței axiale, citirea parametrilor de referință s-a făcut la atingerea unor valori referențiale și graduale ale forței axiale de presare. Modul de încărcare a sistemului a fost progresiv, determinat de comanda operatorului principal al presei, rezultând o pătrundere cu viteze variabile funcție de rezistența la înaintare a bilei sau dornului în probă.

b) la presa PACH 200 pătrunderea sculei în probă a fost asigurată prin acționarea manuală, rezultând un mers mai lent și mai uniform în timpul penetrării. În aceste condiții parametrul viteză de pătrundere devine nerelevant.

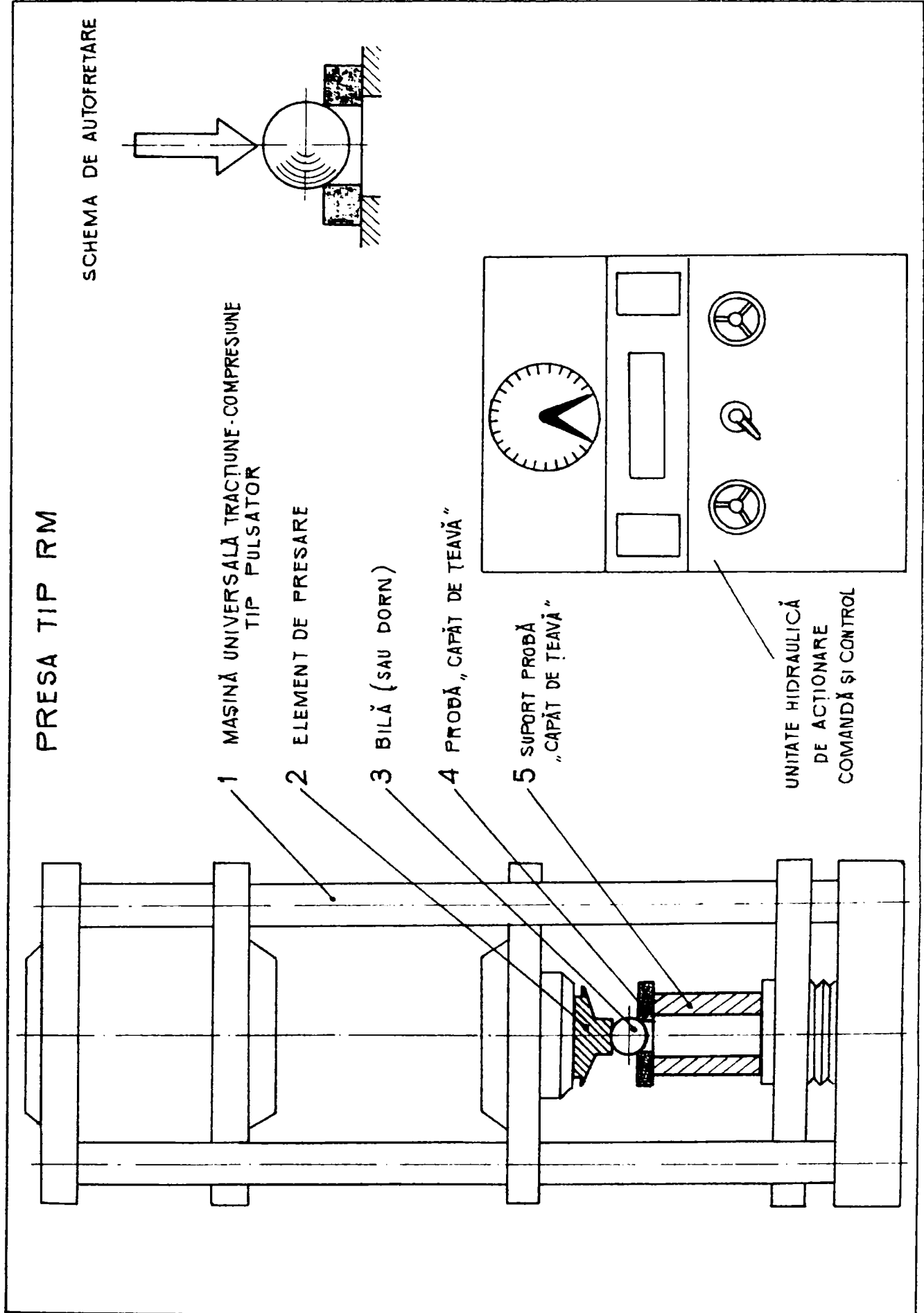


Fig. 4.7 Schema de montaj pe presa RM

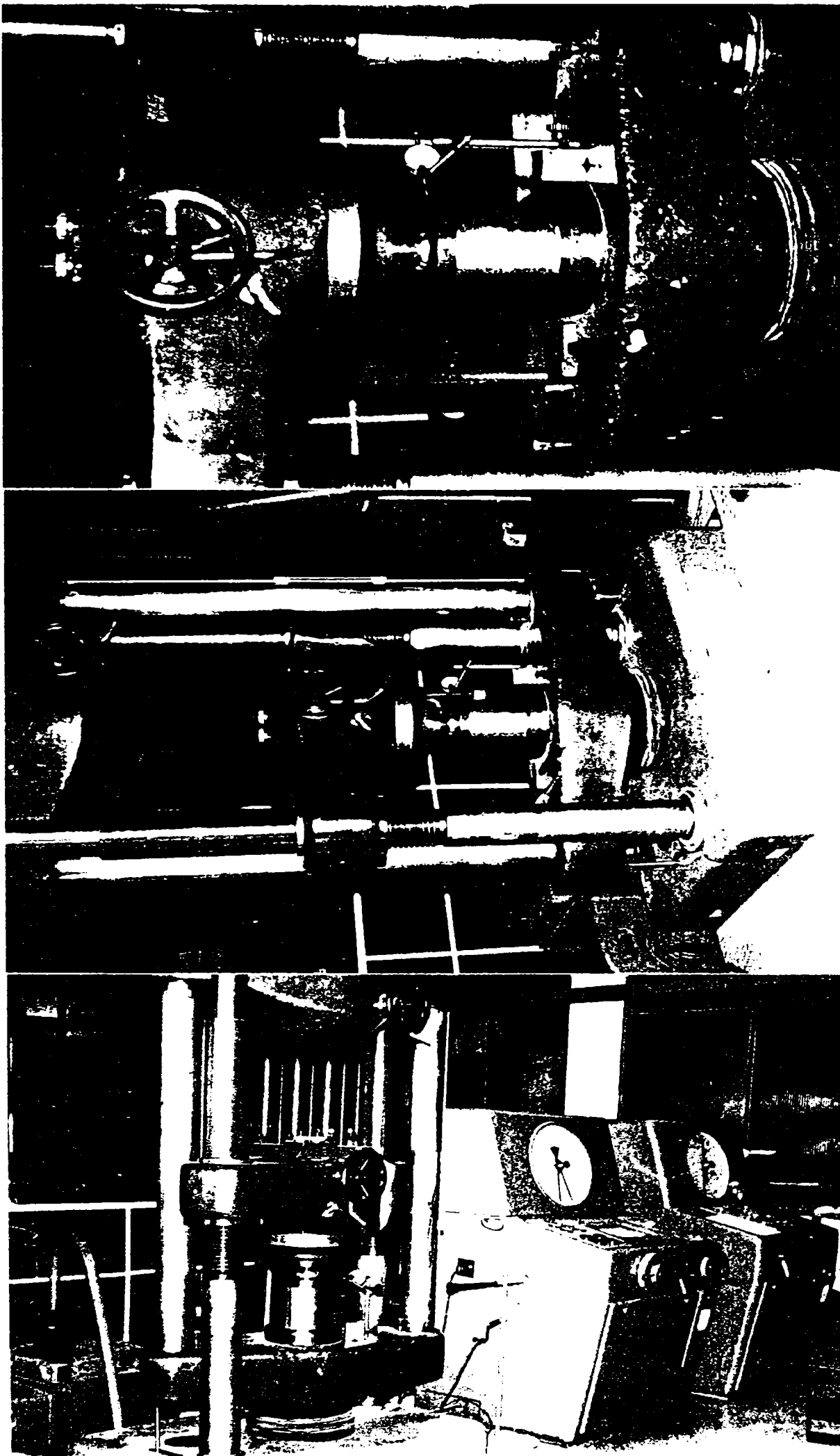


Fig.4.8 Montaj experimental pe presa RM

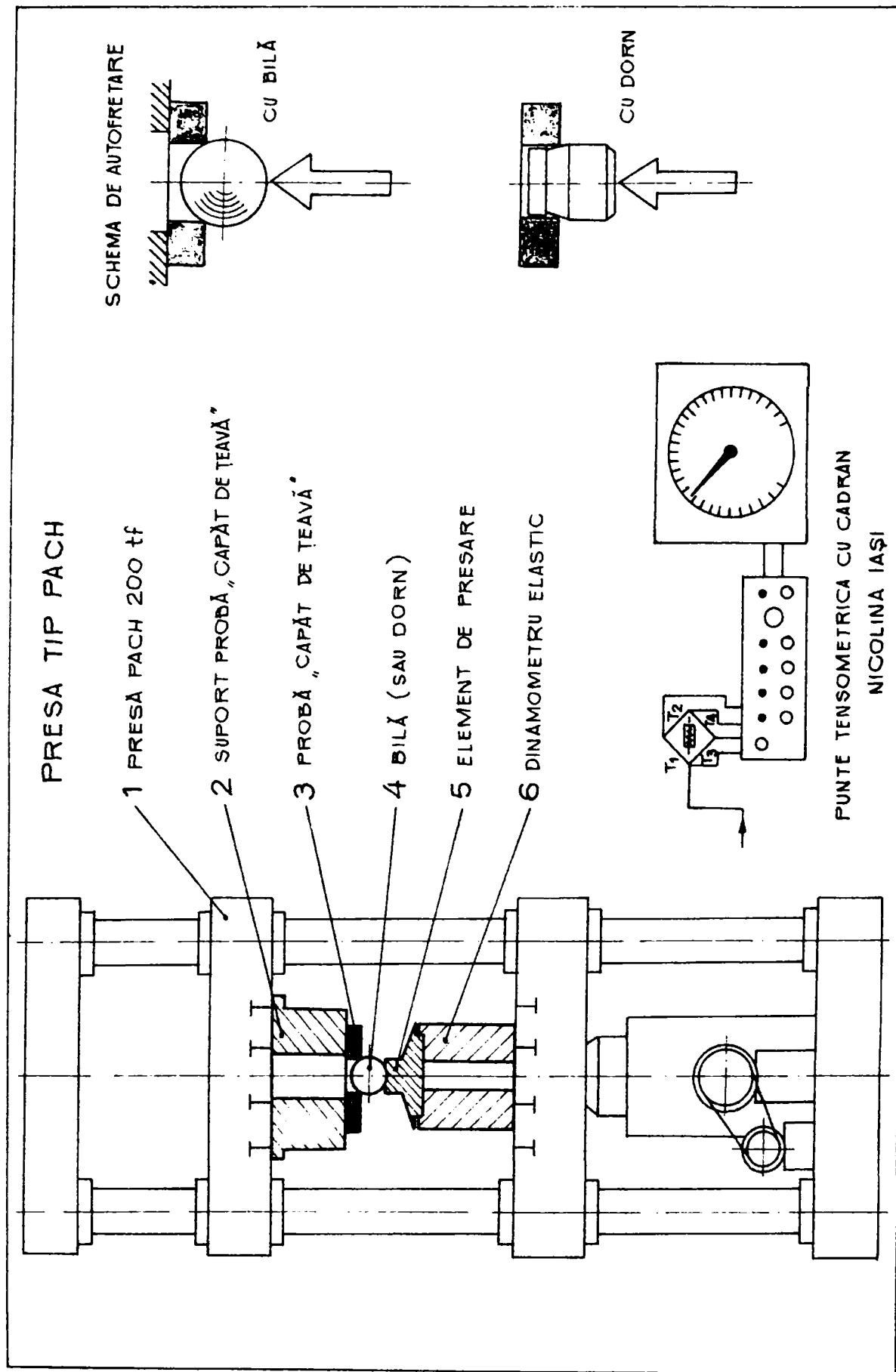
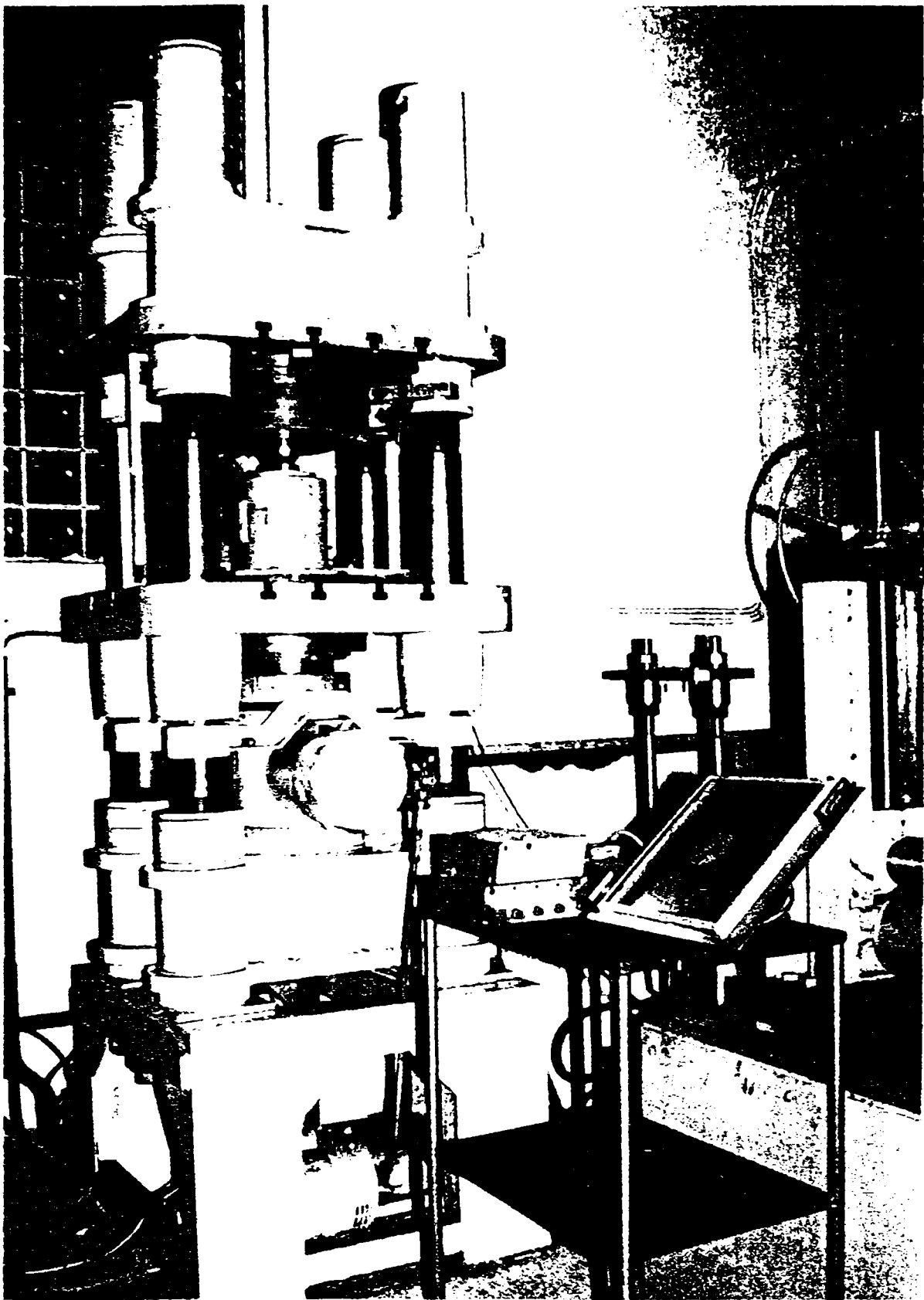


Fig. 4.9 Schema de montaj pe presa PACH
74



Fi.4.10 Montaj experimental pe presa PACH 200

4.6 Rezultatele experimentale

Rezultatele experimentale obținute sunt prezentate în Anexa 1, tabelele 4.13-4.23 și diagramele Anexa 2 din fig.4.29-4.42. În tabelul 4.23 sunt prezentate centralizat mediile valorilor maxime ale diferiților parametri.

Timpul mediu a unei încercări a fost de 1,5...3,5 minute pe presa tip RM, iar viteza de lucru a avut evoluții progresive de la zero la valori maxime care au mers în unele cazuri până la 0,7 mm/sec.

Timpul mediu a unei încercări a fost de 25 minute pe presa tip PACH 200 ceea ce corespunde unei viteze de pătrundere de circa 1 mm/ minut.

Sistematizarea rezultatelor redată în diagramele de la figurile 4.21-4.25 au pus în evidență următorii parametri semnificativi ai procesului de autofretare, simulat pe probe din oțeluri pentru țevi de artilerie:

- forța de presare (parametru tehnologic);
- deformația radială remanentă a probei în timpul procesului de autofretare;
- viteza de pătrundere a sculei de autofretare

4.6.1 Forța axială de presare

Evoluția forței axiale de presare este redată pentru fiecare probă în fig.4.29...4.42.

1. Se constată o evoluție progresivă a creșterii forței către o valoare maximă care se atinge în momentul cuprinderii totale a sculei și se situează în jurul valorilor de :
 - 12 mm adâncime pentru supraînălțări de 0,25 mm;
 - 15 mm adâncime pentru supraînălțări de 0,50 mm;
 - 15-25 mm adâncime pentru supraînălțări de 1 mm, determinând de fapt o dispersie pe adâncime a maximului forței de presare. Aceasta ar putea fi asociată cu fenomenul redistribuției unei cantități mari de material care are tendințe de deplasare axială asemănătoare în parte procesului de extrudare. Această constatare este întărită și de apariția bavurilor de capăt de înălțime h_b (fig.4.23) , în special la probele cu supraînălțarea de 1 mm și la care s-a utilizat ca sculă, bila.
2. După atingerea forței maxime, aceasta se menține constantă pe un palier care se extinde cu aproximație pe:
 - circa 10 mm în medie la supraînălțări de 0,25 mm;
 - circa 7 mm în medie la supraînălțări de 0,50 mm;
 - circa 5 mm în medie la supraînălțări de 1 mm.Această observație trebuie privită cu rezervă, având în vedere înălțimea relativ redusă a probelor, situație care nu se va putea extrapola la lungimea relativ mare a unei țevi de artilerie.
3. După palierul anterior menționat forța scade, iar înregistrare simultană exactă a forței, adâncimii și timpului devine nesigură iar din punct de vedere a procesului nerelevantă. Este de fapt momentul ieșirii sculei din proba solicitată.
4. Se poate accepta o creștere relativ liniară a forței axiale constatând o ușoară abatere în sensul creșterii mai pronunțate a forței la supraînălțări de 1 mm.
5. În cazul probelor autofretate cu dorn, s-a constatat o creștere a forței axiale maxime între 100% la supraînălțări de 0,25 mm și 56% la supraînălțări de 0,5 mm, care se obține la o pătrundere mai mare cu 10-15 mm, determinând deplasarea corespunzătoare a "palierului" aproximativ. Această deplasare este determinată de geometria dornului, diferită de cea a bilei, iar în cazul unei țevi

“palierul” s-ar putea extinde pe lungimea de tronson care își păstrează diametrul exterior nemodificat.

6. **În cazul probelor autofretate cu dorn, încălzirea la 70 °C se manifestă producând scăderi cu circa 56,3% la supraînălțarea de 0,25 mm, respectiv 25,4% la supraînălțarea de 0,5 mm, a forței axiale.** Această observație pare interesantă, iar reducerea forței axiale se datorește unor condiții mai bune de lubrifiere la creșterea temperaturii și deformației materialului la temperaturi mai mari .

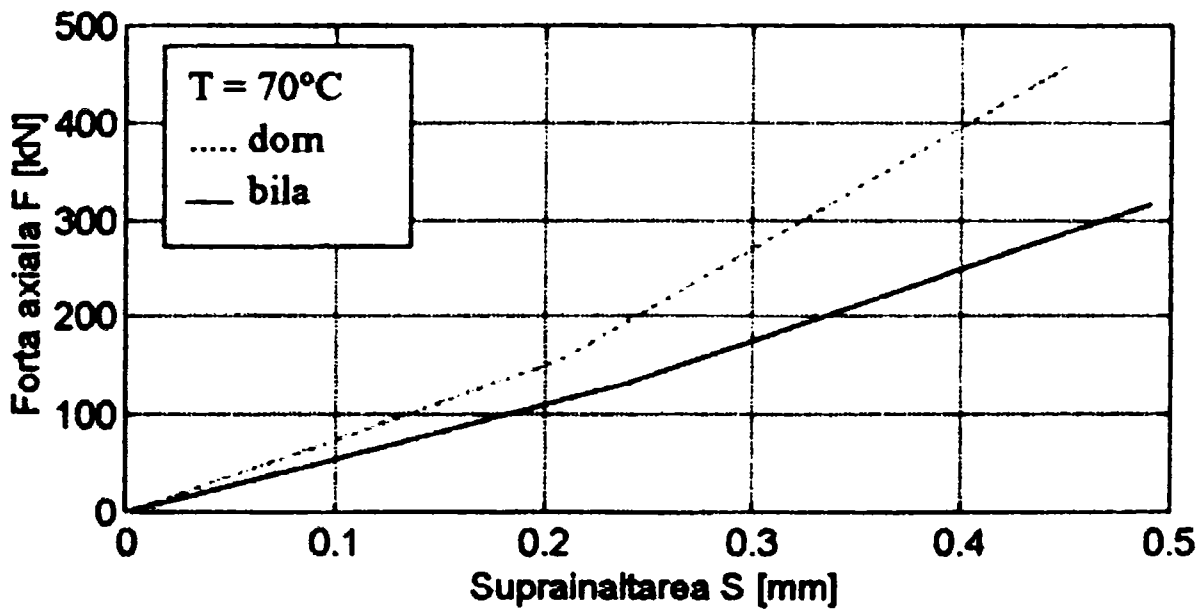
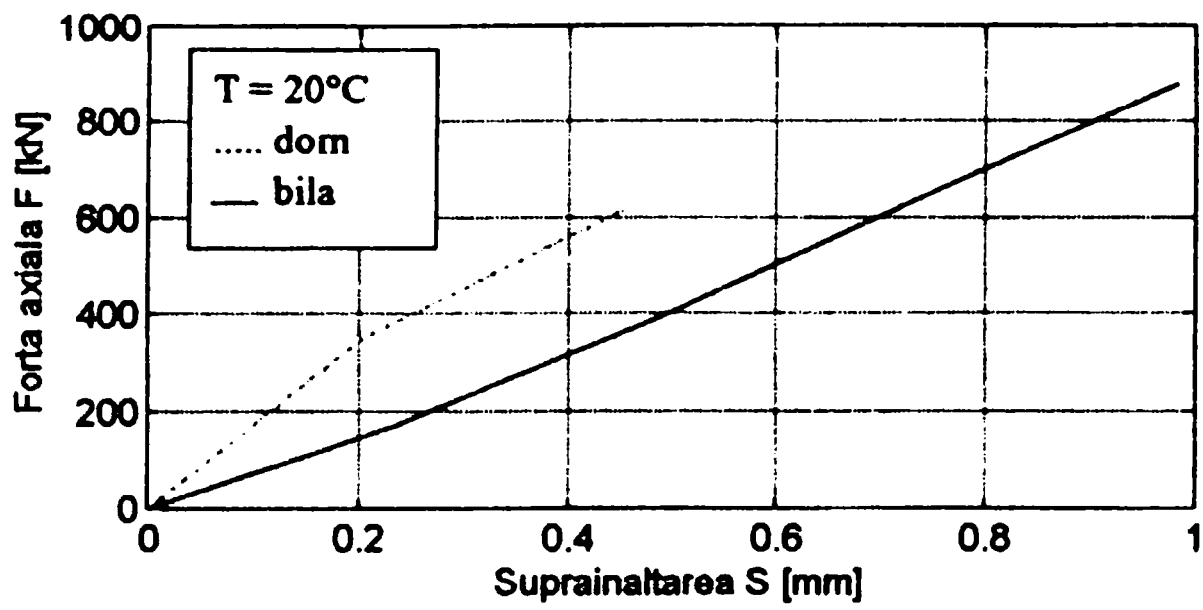


Fig.4.11 Reprezentarea forței axiale cu scula bila și dorn, pentru stângeri diferite și temperatura de 20°C și 70°C

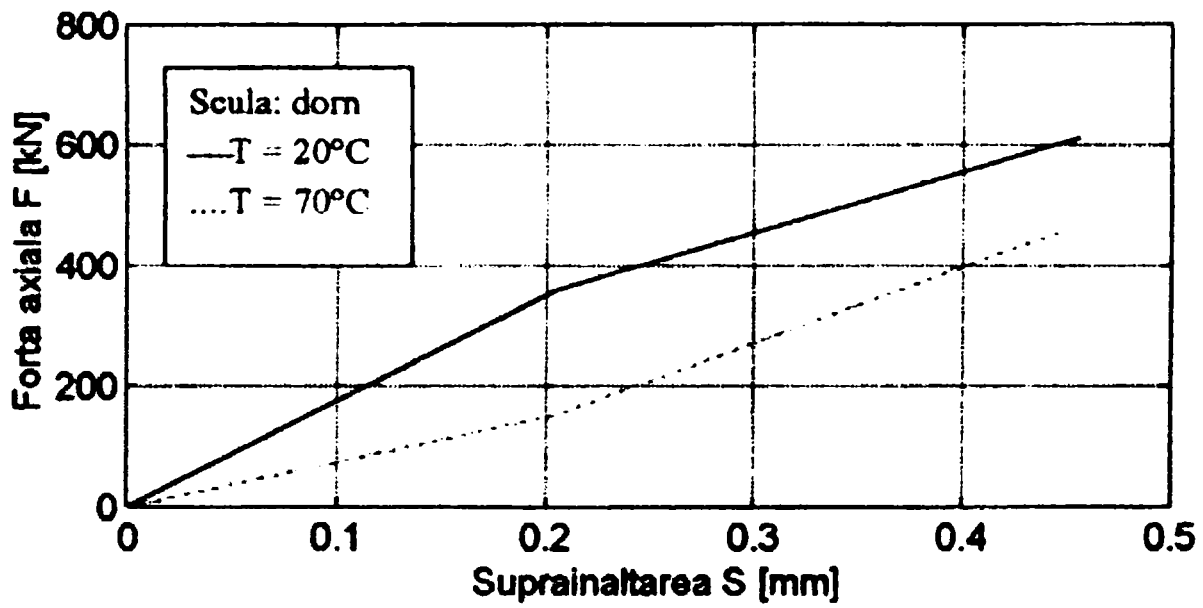
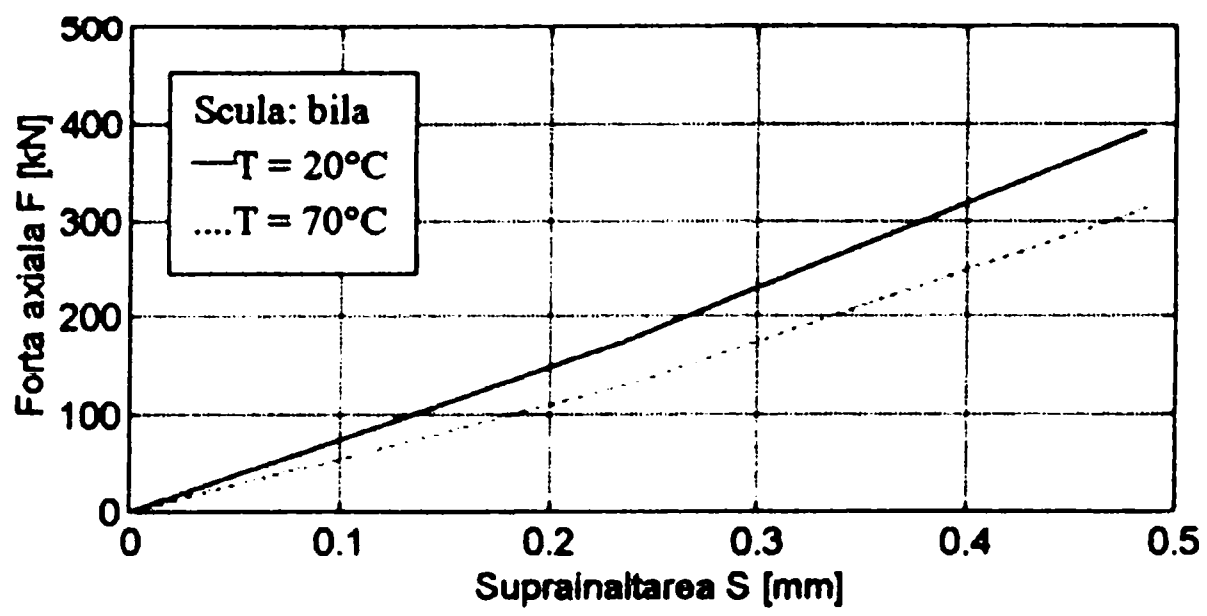


Fig.4.12 Reprezentarea fortei axiale cu scula bila si dorn, pentru stangeri diferite si temperatura de 20 °C si 70 °C

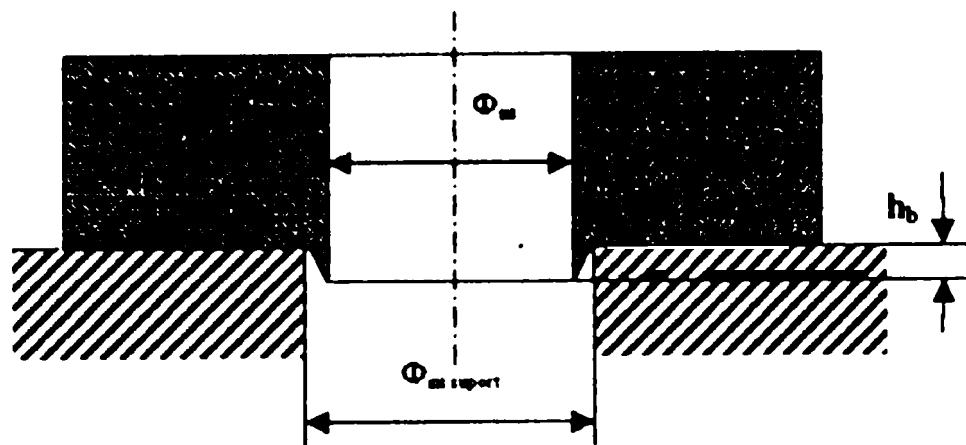


Fig.4.13

4.6.2 Deformația radială a probei în timpul procesului de autofretare

S-au constatat următoarele valori medii (tab.4.4) ale deformațiilor radiale ale căror diagrame sunt redată în Anexa 2 fig. 4.29-4.42.

Tabelul 4.4

Supraînălțarea efectivă [mm]	Φ_{exterior}	Deformația radială medie [mm]	Deformația radială [%]
0,235	200	0,065	27
0,484	200	0,163	33
0,982	290	0,498	50

1. Variația deformației radiale în funcție de supraînălțare pare să urmeze o alătură liniară (fig.4.14), dar trebuie remarcat faptul că deformațiile absolute raportate la supraînălțările aferente conduc la creșteri procentuale diferite, ajungând în cazul supraînălțării de 1 mm să înregistrăm deformații radiale de 0,5 mm, care într-o primă aproximație ar putea indica faptul că deformarea efectivă în interiorul probei este de:

-0,17 mm/ rază pentru supraînălțarea de 0,235 mm;

-0,32 mm/ rază pentru supraînălțarea de 0,50 mm;

-0,484 mm/ rază pentru supraînălțarea de 0,982 mm.

Interpretarea acestui aspect conduce la ideea ca la supraînălțări mari, tasarea și deformarea interioară fiind limitată, efortul principal se transpune în deformarea elastică exterioară a probei.

2. La autofretarea cu dorn, deformațiile radiale, în aceleași condiții, sunt mai mari în medie cu 40% (fig.4.14 și 4.15).

3. Deformația remanentă δ_r (fig.4.16) este mai mare la scula tip bila decât la scula tip dorn atât la 20 °C cât și la 70 °C. Deformația remanentă a probei crește foarte mult de la o supraînălțare de 0,2mm. Se constată că probele autofretate cu scula bila au suprafața puternic crapată și exfoliată și se produce o deplasare puternică de material (extrudare)(vezi fig.4.13).

Constatăm ca scula de tip bila, pentru supraînălțări mai mari de 0,15 mm, nu este corespunzătoare pentru operații de autofretare.

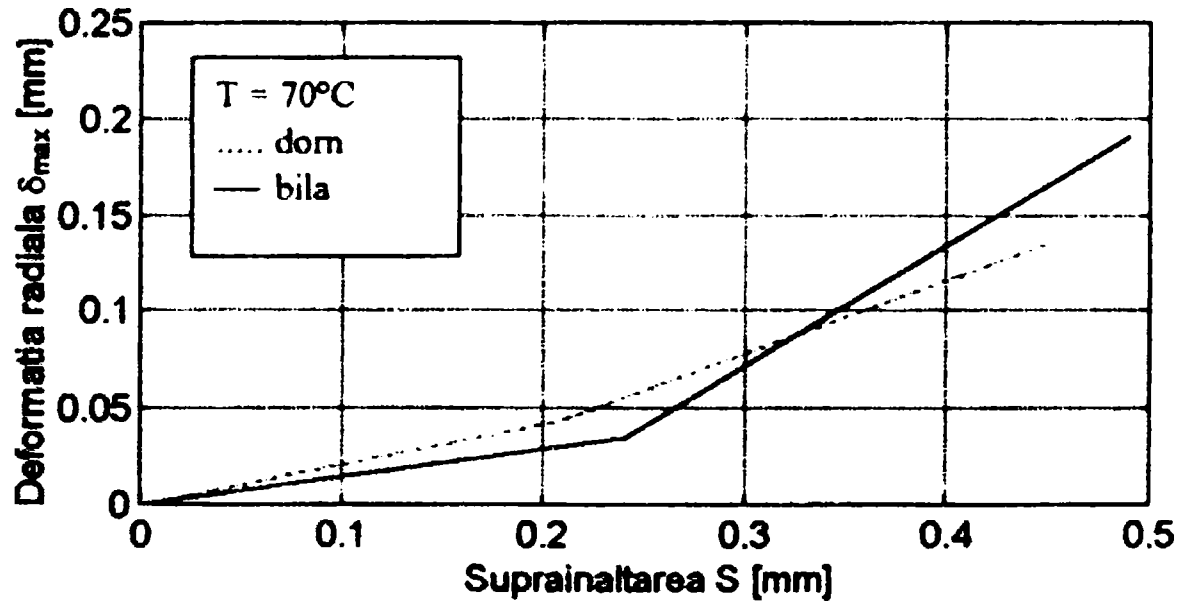
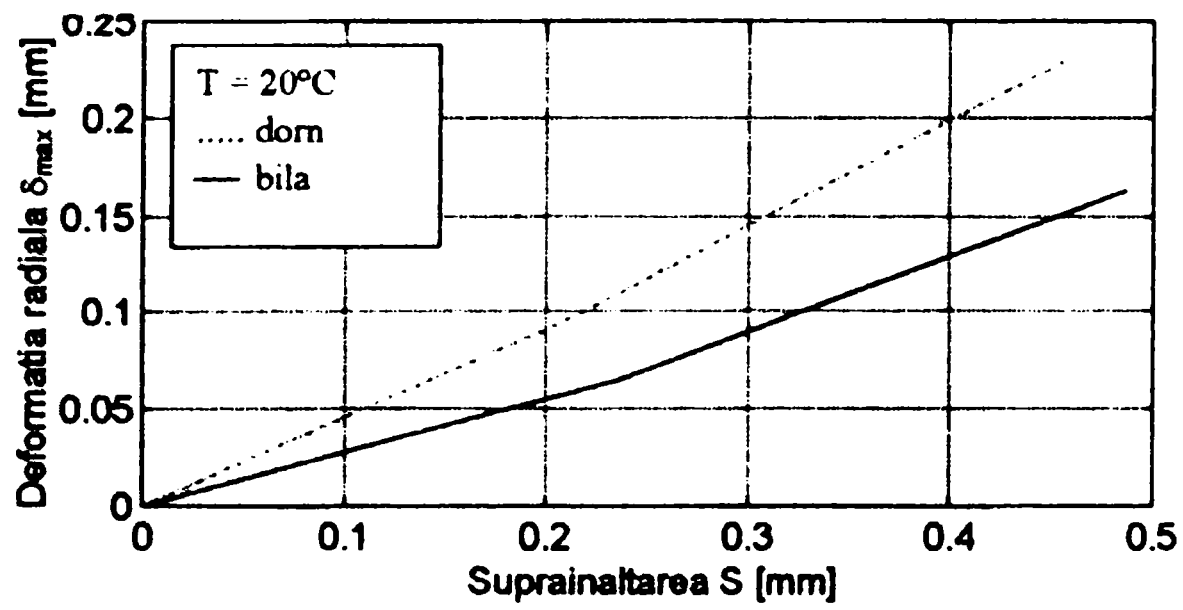


Fig.4.14 Reprezentarea deformatiei radiale cu scula bila si dorn, pentru stangeri diferite si temperatura de 20°C si 70°C

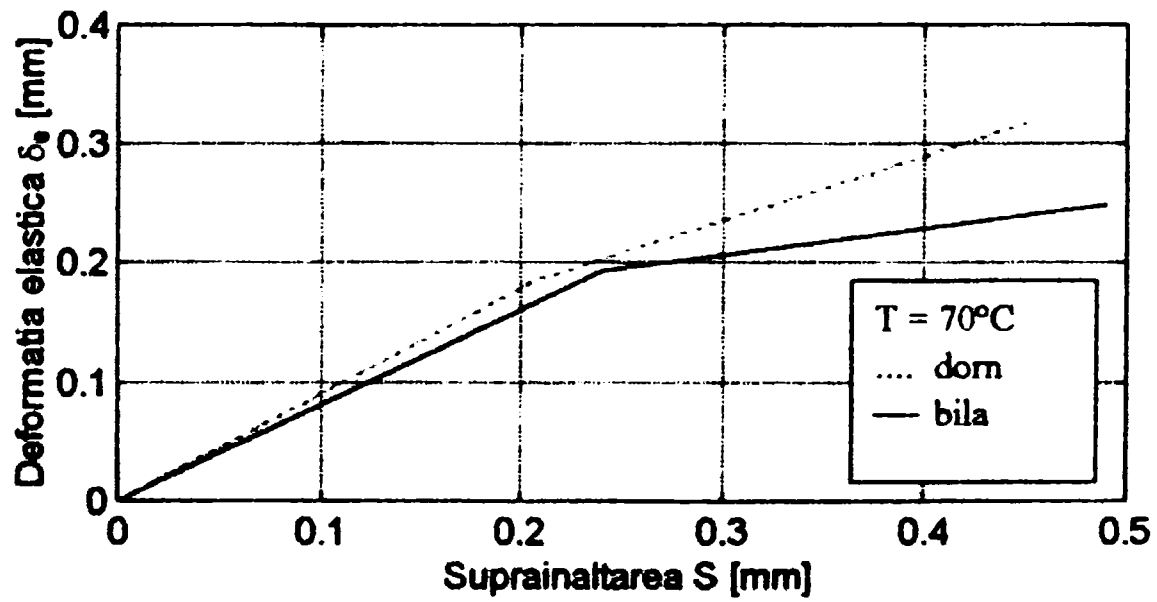
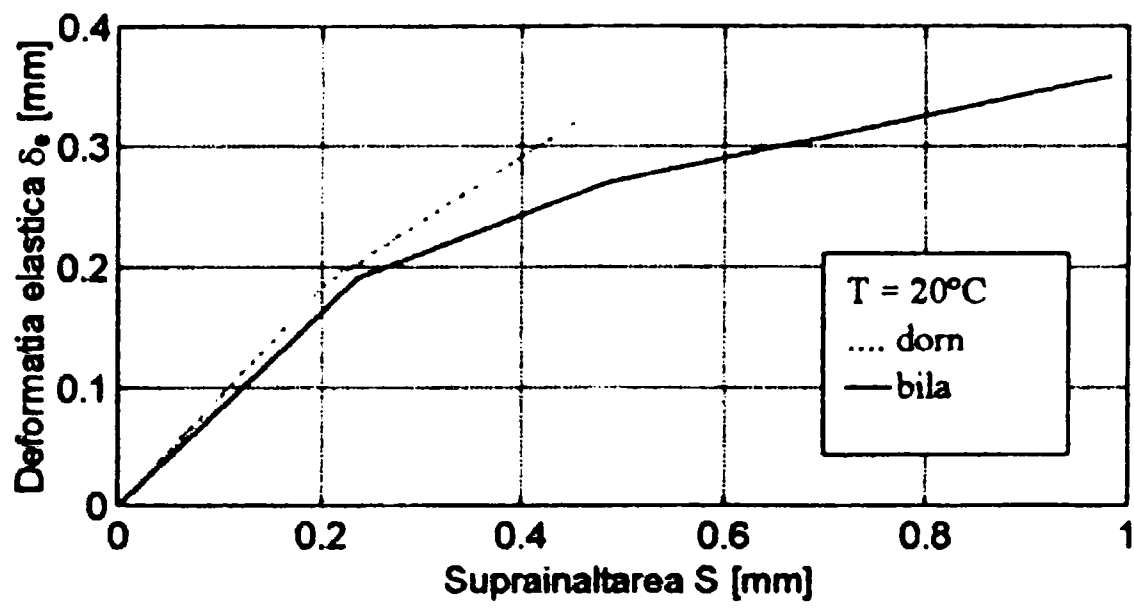


Fig.4.15 Reprezentarea deformatiei elastice cu scula bila si dorn, pentru stangeri diferite si temperatura de 20 °C si 70 °C

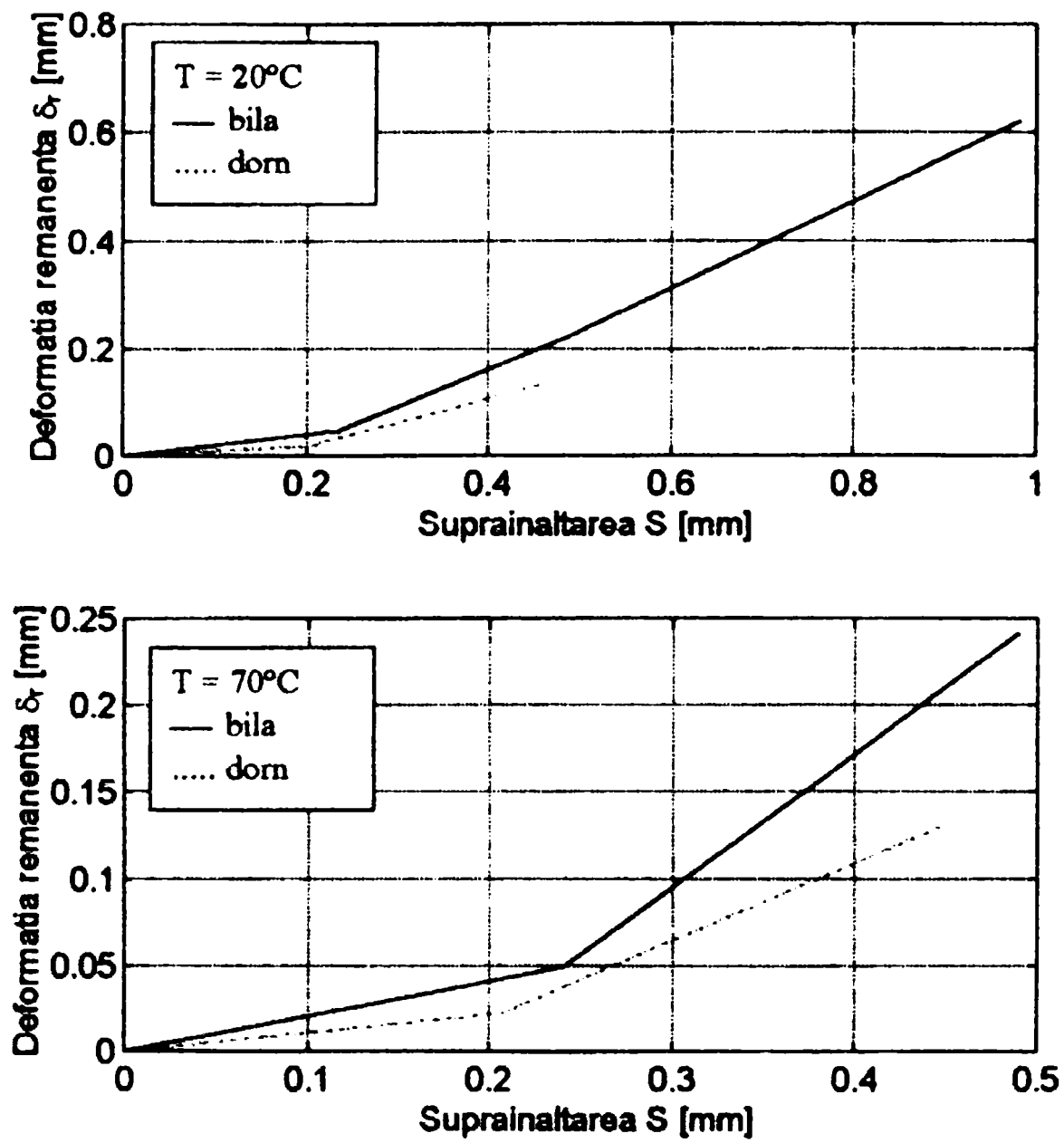


Fig. 4.16 Reprezentarea deformatiei remanente cu scula bila si dorn, pentru stangeri diferite si temperatura de 20°C si 70°C

4.6.3 Viteza de avans a sculei la autofretarea mecanica

În condițiile de încercare realizate, viteza este un parametru informativ (Anexa 1 fig.4.13 la 4.23)

Se constată:

- 1 o creștere rapidă la început pe o adancime de pătrundere redusă, asociate cu forțe axiale mici până când se realizează autoașezarea și centrarea sistemului care se produce mai rapid la încercările cu bila și mai încet la cele cu dornul;
- 2 urmează o scadere ușoară a vitezei, la o adâncime încă redusă (2-3 mm) când începe de fapt procesul propriu-zis de autofretare, pătrunderea și creșterea forței;
- 3 în continuare viteza are o evoluție crescătoare, în parte determinată și de modul de comandă a presiunii de lucru de către operator;
- 4 în faza finală a deformării, la ieșirea sculei, viteza crește și mai mult, ca urmare a scăderii rezistenței axiale la înaintare.
- 5 **vitezele mici de deformare (sub 1 m/sec.) nu influenteaza parametrii sculei sau a procesului de autofretare**

4.7 EXPERIMENTARI DE AUTOFRETARE CU SCULA TIP DORN, LA SCARA REDUSA , PENTRU DETERINAREA UNGIULUI DE ATAC α , OPTIM

Experimentarea are drept scop determinarea influentei unghiului principal de atac α asupra principalilor parametri ai sculei si ai procesului de autofretare, determinati la cap.3-forta axiala, deformatia radiala remanenta a semifabricatului, uzura sculei.

Dornurile au fost fabricate din oteluri de scule , materiale selectate dupa anumite criterii la cap. 3 ,conform tabelului 3.5. Din motive economice si de aprovizionare s-a utilizat otelul de scule romanesc 205Cr 115 .

4.7.1. Stabilirea conditiilor de experimentare

In prima faza studiul s-a axat pe urmarirea comportarii in timpul procesului de autofretare a 4 (patru) dornuri executate conform fig. 4.17 realizate la unghiuri diferite conf. tab. 4.5

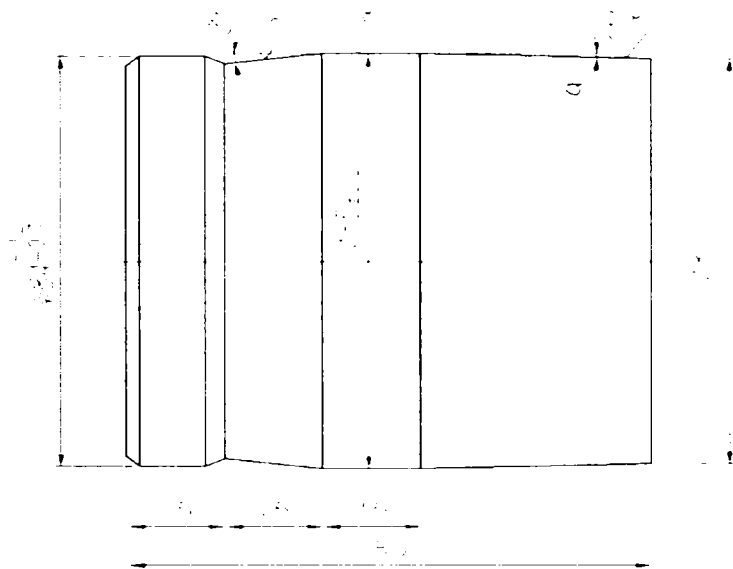


fig.4.17

Tabelul 4.5

Nr. dorn	α [grade]	Duritate dorn [HRC]	Rugozitate [μm]
1	$1^{\circ}45'$	63	0,76
2	2°	63	0,74
3	$2^{\circ}30'$	63	0,78
4	3°	63	0,76

Realizarea experimentarilor s-a facut pe esantioane de materiale conf. Fig.4.1

Pentru aceste probe s-au constituit doua montaje experimentale:

-un montaj experimental pe presa hidraulica RM cu actionare automata, programare a fortei de presare pana la 1000 KN si inregistrare a adancimii de patrundere si a deformatiei radiale de pe probe (Fig.4.5)

-un montaj experimental pe presa hidraulica PACH 200 cu actionare prin cric hidraulic care permite incarcari pana la 2000KN si inregistrarea adancimii de patrundere si a deformatiilor radiale la probe (Fig.4.9).

Planul de experimentare utilizand cele patru dornuri este redat in tabelul de mai jos:

Tabelul 4.6

Diamet. probei D/d [mm]	Supra- inaltarea teoretica S_t mm]	Scula folosita / Numarul probei			
		Dorn 1 $d_s =$ 88,89mm $\alpha = 1^{\circ}45'$	Dorn 2 $d_s = 88,89\text{mm}$ $\alpha = 2^{\circ}$	Dorn 3 $d_s = 88,86\text{mm}$ $\alpha = 2^{\circ}30'$	Dorn 4 $d_s = 88,87\text{mm}$ $\alpha = 3^{\circ}$
$\phi 150/87,3$	0,775	10/1-1 10-1-2 10/1-3	10/1-4 10-1-5 10/2-1	10/2-2 10-2-3 10/2-4	10/2-5 10/3-1 10/3-2
$\phi 200/86,8$	1,025	1-1 1-2 1-3	1-4 1-5 1-6	1-7 1-8 1-9	1-10 2-1 2-2
$\phi 290/86$	1,425	3-2	3-4	3-6	3-8

Notatiile si schema de autofretare sunt redate in fig.4.3

S-au asigurat urmatoarele conditii de experimentare:

-la fiecare incercare s-a procedat la centrarea prealabila a elementelor dispozitivului de autofretare (poanson-dorn-placa suport-dinamometru elastic) prin apasarea initiala la o valoare de 1KN, iar dupa autocentrarea elementelor sistemului s-a positionat la zero comparatorul pentru deformatiile radiale si rigla pentru adancimea de patrundere.

-lubrifierea suprafetelor fretate s-a realizat folosind un amestec de vaselina Rul 100 cu ulei siliconic.

-modul concret de operare a fost usor deferentiat, determinat de specificul lucrului pe cele doua prese hidraulice, RM cu citire directa a fortei axiale si PACH 200 cu inregistrarea fortei prin dinamometru elastic si punte tensometrica.

-la presa RM, cu actionare prin sistem hidraulic propriu si inregistrarea directa a fortei axiale, citirea parametrilor de referinta s-a facut la atingerea unor valori referentiale si graduale ale fortei axiale de presare. Modul de incarcare al sistemului a fost progresiv, determinat sde actiunile de comanda ale operatorului principal al presei, rezultand o patrundere cu viteze variabile, functie de rezistenta la inaintare a dornului

-la presa PACH 200 patrunderea dornului in proba a fost asigurata prin actionarea manuala rezultand un mers mai lent si mai uniform in timpul penetrarii.

4.7.2 Rezultatele experimentale

In tabelul 4.7 de mai jos sunt prezentate centralizat mediile valorilor maxime ale diferitilor parametri.

Tabelul 4.7

Suprainaltare teoretica S_t [mm]		Scula folosita			
		Dorn1 $d_s = 88,89$ mm	Dorn2 $d_s = 88,89$ mm	Dorn3 $d_s = 88,86$ mm	Dorn4 $d_s = 88,87$ mm
Material/ Parametru		$\alpha = 1^{\circ}45'$	$\alpha = 2^{\circ}$	$\alpha = 2^{\circ}30'$	$\alpha = 3^{\circ}$
$S_t = 0,775$	S [mm]	0,78	0,775	0,766	0,770
	F_{max} [KN]	438,3	466,6	473,3	526,6
	δ_{max} [mm]	0,56	0,37	0,53	0,49
	δ_e [mm]	0,252	0,265	0,252	0,265
	OHN 0-85 δ_r [mm]	0,528	0,510	0,515	0,513
$S_t = 1,025$	S [mm]	1,035	1,036	1,016	1,025
	F_{max} [KN]	836,6	833,3	801,6	835,7
	δ_{max} [mm]	0,546	0,46	0,43	0,32
	δ_e [mm]	0,445	0,44	0,436	0,413
	OHN 0-85 δ_r [mm]	0,593	0,596	0,580	0,613
$S_t = 1,425$	S [mm]	1,445	1,445	1,430	1,435
	F_{max} [KN]	1050	1150	1150	1125
	δ_{max} [mm]	0,96	0,95	1,04	0,68
	OHN 0-85 δ_e [mm]	0,53	0,55	0,515	0,505
	δ_r [mm]	0,915	0,895	0,915	0,930

Timpul mediu al unei incercari a fost de 1...3 minute pe presa RM, iar viteza de lucru a avut evolutii progresive de la 0...0,7 mm/secunda. La lucrul pe presa PACH 200 timpul mediu al unei incercari a fost de 25...30 minute ceea ce corespunde unei viteze de patrundere de circa 1 mm/ min.

4.7.3 Interpretarea rezultatelor

Sistematizarea rezultatelor au pus in evidenta urmatoorii parametri semnificativi ai procesului de autofretare pe esantioane din oteluri pentru tevi de artilerie:

- forta axiala de presare F (parametru principal);
- unghiul de atac al dornului
- deformatia radiala a probei in timpul procesului
-deformatia remanenta δ_r (parametru principal)
- uzura dornului;

a) Forta axiala de presare F [KN]

Pentru a scoate in evidenta influenta unghiului dornului s-a trasat graficul din fig.4.18. Din figura se poate aprecia ca modificarea unghiului dornului conduce la modificarea fortei axiale. Acest lucru a fost scos in evidenta la prelucrarea statistica a datelor folosind programul STATGRAPHICS. Astfel s-a efectuat analiza de varianta (One-Way- Analysis of Variance) a celor doi parametri: forta si unghi, pentru strangerea teoretica $S_t = 0,775$ mm, la un nivel de incredere de 95%. Rezultatele sunt prezentate in tabelul 4.8 si 4.9.

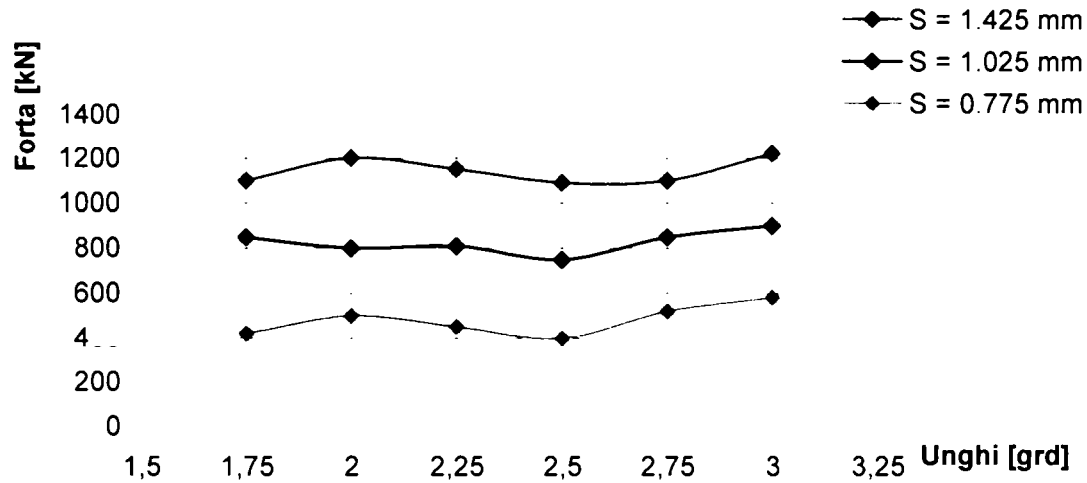


fig. 4.18 Forta axiala functie de unghiul dornului

Tabelul 4.8

One-Way Analysis of Variance

Data: FORTA.forta
 Level codes: FORTA.ungh
 Labels:
 Means plot: LSD Confidence level: 95 Range test: LSD

Analysis of variance

Source of variation	Sum of Squares	d.f.	Mean square	F-ratio	Sig. level
Between groups	12239.583	3	4079.8611	4.176	.0471
Within groups	7816.667	8	977.0833		
Total (corrected)	20056.250	11			

0 missing value(s) have been excluded.

10/24/00 15:40 GO TOOLS QUIT
 (F6) (F10) (Esc)

PROCESS STATGRAPHICS Vers.6.1

Din tabelul 4.8 se poate extrage valoarea calculata a factorului Fisher, care comparata cu valoarea tabelara respinge ipoteza de nul, ceea ce ne permite sa tragem concluzia ca valoarea unghiului influenteaza valoarea fortei axiale.

Tabelul 4.9

Table of means for FORTA.forta by FORTA.ungh

Level	Count	Average	Stnd. Error (internal)	Stnd. Error (pooled s)	95 · LSD intervals for mean	
1.75	3	438.33333	14.813657	18.047007	408.89781	467.76886
2	3	466.66667	16.666667	18.047007	437.23114	496.10219
2.5	3	473.33333	10.929064	18.047007	443.89781	502.76886
3	3	526.66667	26.193723	18.047007	497.23114	556.10219
Total	12	476.25000	9.023503	9.023503	461.53224	490.96776

In fig. 4.19 pe baza datelor din tabelul 4.8 este reprezentata variatia fortei axiale medii, fata de care este prezentat intervalul dintre valoarea minima si maxima, functie de unghiul dornului. Se poate remarca evolutia crescatoare a fortei odata cu cresterea unghiului sculei. In completare, s-a apelat si la procedura B&P (Box-and-Whisker Plot) care permite prin valoarea mediei (sau a medianei) punctul de balans al esantionului, cea mai probabila dependenta a functiei de raspuns (forta) de variabila independenta (unghi dorn) si prin dispersie (inaltimea cutiei) repetabilitatea functiei de raspuns.

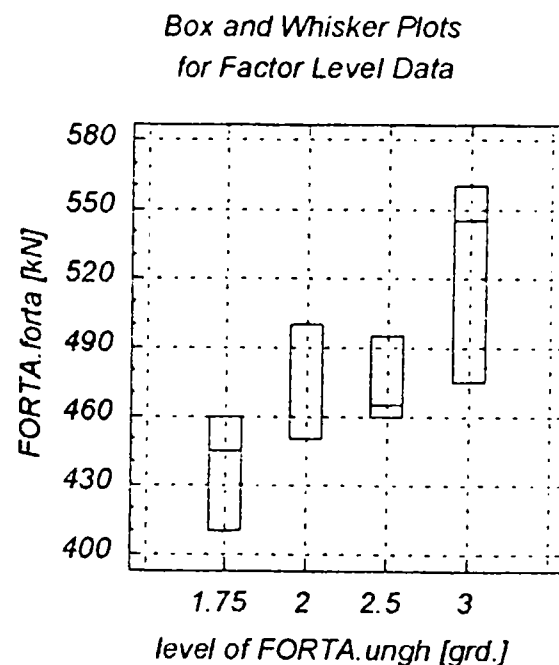


fig. 4.19

Din fig. 4.20 se poate observa ca la unghiul $\alpha = 2^{\circ}30'$ dispersia este cea mai mica.

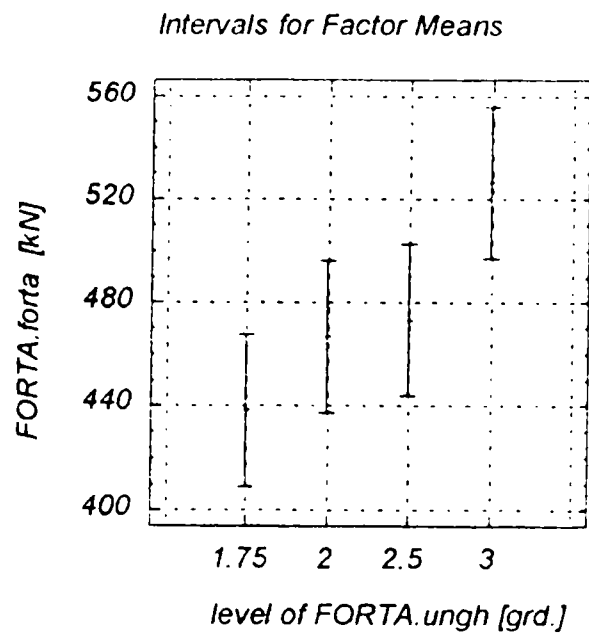


fig.4.20

Pentru a avea o imagine de ansamblu a evoluției forței funcție de unghi, s-au calculat valorile medii ale forței (tab.4.9) la prelucrarea tuturor probelor cu același dorn. Din fig. 4.21, se poate observa evoluția crescătoare a forței medii funcție de unghi, ceea ce ne permite să tragem concluzia că odată cu creșterea unghiului dornului are loc o creștere a forței în proces.

Tabelul 4.9

Scula/ Parametru	Dorn1 $\alpha = 1^{\circ}45'$	Dorn2 $\alpha = 2^{\circ}$	Dorn3 $\alpha = 2^{\circ}30'$	Dorn4 $\alpha = 3^{\circ}$
S_{med} [mm]	1,087	1,085	1,071	1,079
F_{max} [mm]	765,69	808,37	811,18	825,82
δ_{rmed} [mm]	0,670	0,661	0,673	0,683

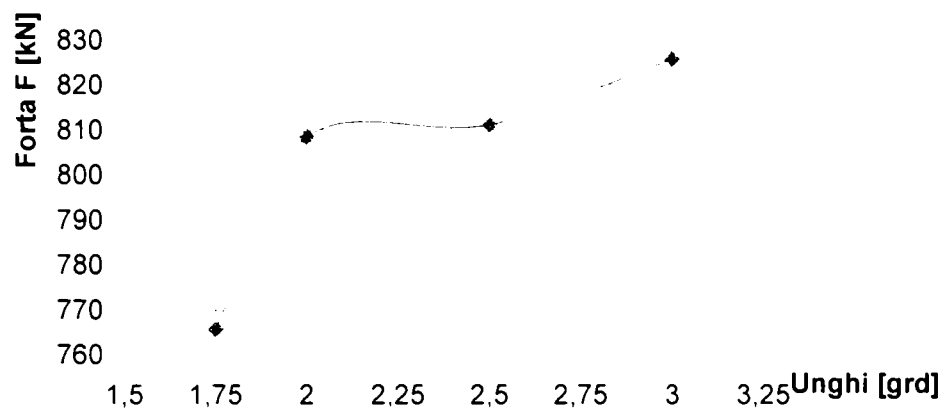


Fig 4.21 Variatia fortei axiale functie de unghiul dornului

b) Deformatia radiala a probei in timpul procesului δ [mm]

Evolutia deformatiei radiale in timpul procesului au fost inregistrate iar valorile medii sunt prezentate in tabelul 4.7 , iar in fig. 4.22 este prezentata dependenta deformatiei radiale functie de unghi, pentru cele trei seraje(strangeri).

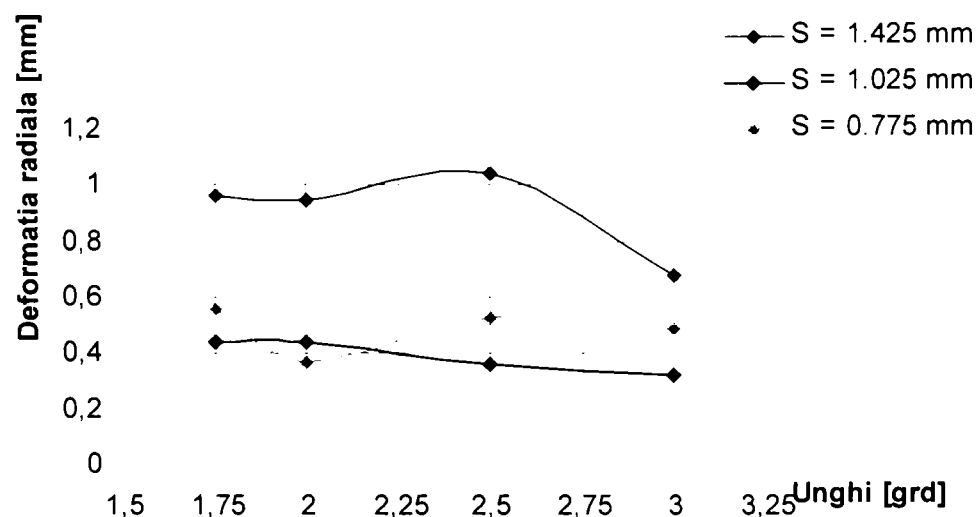


Fig.4.22

Se observa ca odata cu cresterea suprainaltarii piesei are loc o crestere a deformatiei radiale. La suprainaltari mari fenomenul este mai pronuntat dataorita faptului ca tasarea si deformarea interioara fiind limitata, efortul principal se transpune in deformare elastica exterioara a probei. Influenta valorii unghiului sculkei asupra deformatiei radiale este greu de pus in evidenta deoarece nu apare in mod evident o

anumita dependenta. Acest lucru se poate datora faptului ca diferenta de unghi este relativ mica, suprainaltarile efective pe piese sunt diferite de cele teoretice, cat si a unor posibile erori de centrare a probei fata de suport.

c) Deformatia remanenta δ_r [mm]

Aceasta reprezinta un parametru direct de evaluare a gradului de autofretare realizat. In tabelul 4.7 sunt prezentate centralizat valorile efective medii ale deformatiei remanente pe probe, iar in fig 4.23 este prezentata evolutia acesteia in functie de unghiul dornului, la cele trei seraje ale probelor.

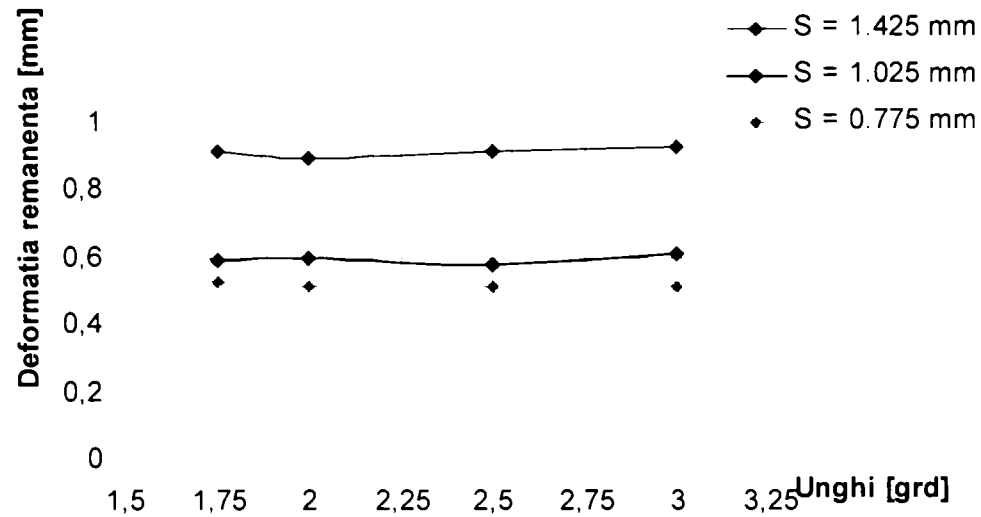


Fig.4.23

Din figura se observa o usoara crestere a deformatiei remanente cu cresterea unghiului dornului. Aceasta remarca este intarita de fig. 4.24 unde s-a reprezentat valoarea medie a deformatiei remanente (tabel 4.9) obtinuta la probele prelucrate cu acelasi dorn functie de unghiul dornului

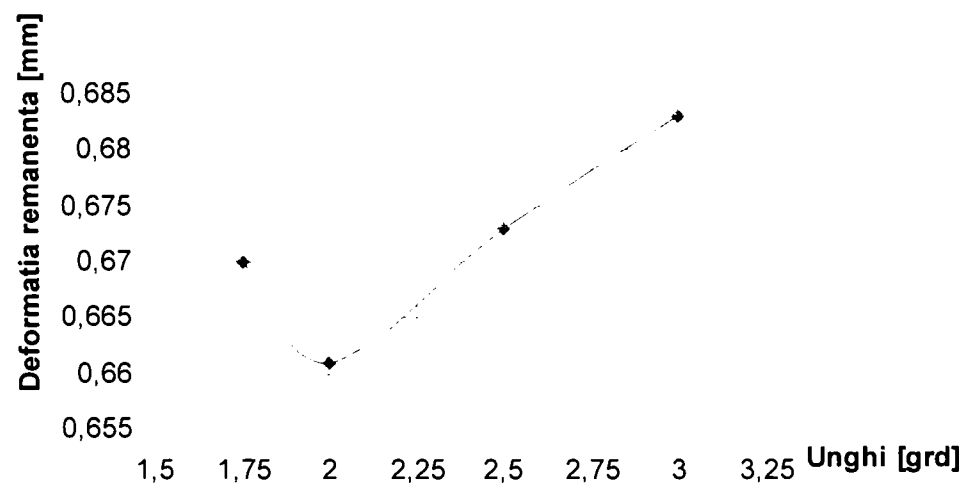


fig.4.24

d) uzura dornurilor

Dupa efectuarea prelucrarilor s-a trecut la masurarea dornurilor. Calculul uzurii acestora s-a facut cu relatiile (1) si (2), rezultatele fiind prezentate in tabelul 4.10

Tabelul 4.10

Scula/ parametru	Dorn1 $d_s = 88,89$ mm $\alpha = 1^{\circ}45'$ 63 HRC Ra = 0,76	Dorn2 $d_s = 88,89$ mm $\alpha = 2^{\circ}$ 63 HRC Ra = 0,74	Dorn3 $d_s = 88,86$ mm $\alpha = 2^{\circ}30'$ 63 HRC Ra = 0,78	Dorn4 $d_s = 88,87$ mm $\alpha = 3^{\circ}$ 62,5 HRC Ra = 0,76
Diametrul final al dornului d_{sf} [mm]	88,85	88,84	88,83	88,85
Uzura absoluta u [mm]	0,04	0,05	0,03	0,02
Uzura relativa u' [mm]	0,045	0,056	0,034	0,023

$$u = \frac{d_s - d_{sf}}{2} \quad (1)$$

$$u' = \frac{d_s - d_{sf}}{d_s} \times 100 \quad (2)$$

Din fig. 4.25 se observa ca uzura cea mai pronuntata s-a produs la primele doua dornuri, cu unghiuri mai mici, maximul obtinandu-se in cazul celui deal doilea dorn ($\alpha = 2^{\circ}$), dupa care uzura scade odata cu cresterea unghiului dornului.

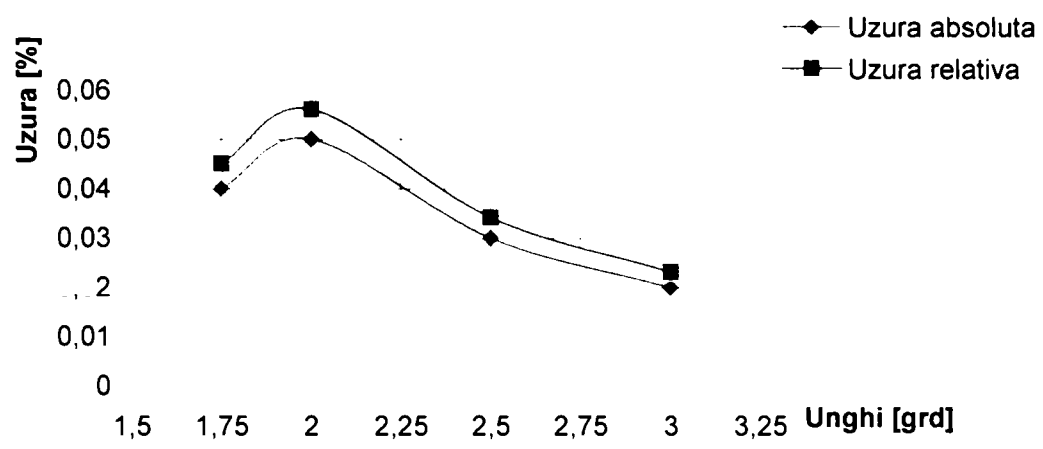


fig.4.25 Reprezentarea uzurii dornului functie de unghi

4.8 EXPERIMENTARI DE LABORATOR PE ESANTIOANE REDUSE CU DORNURI EXECUTATE DIN MATERIALE DIFERITE (205 CR 115 SI RP3) DAR AVAND ACEEASI GEOMETRIE

În faza a doua studiul s-a axat pe urmărirea comportării în timpul procesului de autofretare a două dornuri confecționate din materiale diferite, cu aceleași dimensiuni și aceeași geometrie a sculei.

La alegerea unghiului dornului s-a ținut cont de observațiile și concluziile anterioare, corelate cu faptul că la unghi mic se obține un dorn de lungime mare, iar la un unghi mare apare o creștere a forței. În final s-a optat pentru $\alpha = 2^{\circ} 30'$. La stabilirea diametrului dornului s-a ținut cont de faptul că supraînălțarea să nu depășească 1 mm pentru a putea efectua încercările pe presa RM. Geometria celor două dornuri este prezentată în fig.4.26 iar dimensiunile dornurilor în tab. 4.11.

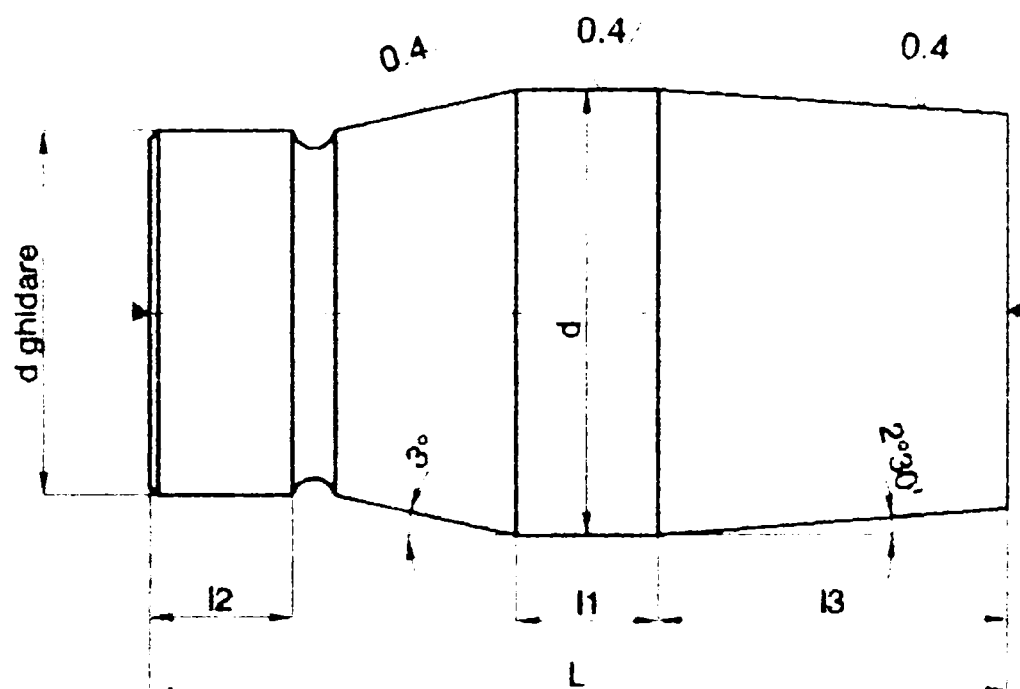


Fig.4.26 Geometria dornurilor

Tab. 4.11

Material dorn	Dimensiuni dornuri [mm]						Duritate [HRC]
	d	d _{ghidare}	L	l1	l2	l3	
205 Cr 115	87,83	87,30	80	15	15	25	63
Rp3	87,03	85,95	80	15	15	25	63

4.8.1 Stabilirea condițiilor de experimentare

Experimentările au fost efectuate în condiții identice cu cele anterioare. Pentru probele rămase s-a conceput un plan de experimentare prezentat în tabelul 4.12. Primele încercări au fost efectuate cu dornul din 205 Cr 115, în ordinea crescătoare a strangerii.

Tabelul 4.12

Diametru proba ext/ int [mm / mm]	Dorn 205 Cr 115(C120) Ds=87,83 mm		Dorn Rp3 Ds= 87,07 mm	
	S _t [mm]	Nr. probei	S _t [mm]	Nr. probei
Φ 150 / 87,3	0,265	10/3-3 10/3-4 10/3-5	-	-
Φ 200 / 86,8	0,515	2-3 2-4 2-5 2-6	0,115	2-7 2-8 2-9 2-10
Φ 290 / 86	0,915	3-1 3-3	0,515	3-5 3-7 3-3

4.8.2 Rezultatele experimentale

Rezultatele experimentale obținute sunt prezentate în fig. 4.27 pentru dornul executat din 205 Cr 115 și fig. 4.28 pentru dornul executat din Rp3.

S-au analizat factorii principali - forța axială și deformația radială a probelor.

Nu s-a putut determina uzura celor două dornuri prin comparație, datorită numărului redus de probe și lungimii mici a acestora.

Din fig.4.27 și 4.28 se observă că forța axială și deformațiile sunt aproape identice, ceea ce ne conduce la concluzia că acestea nu sunt influențate de materialul din care este executat dornul

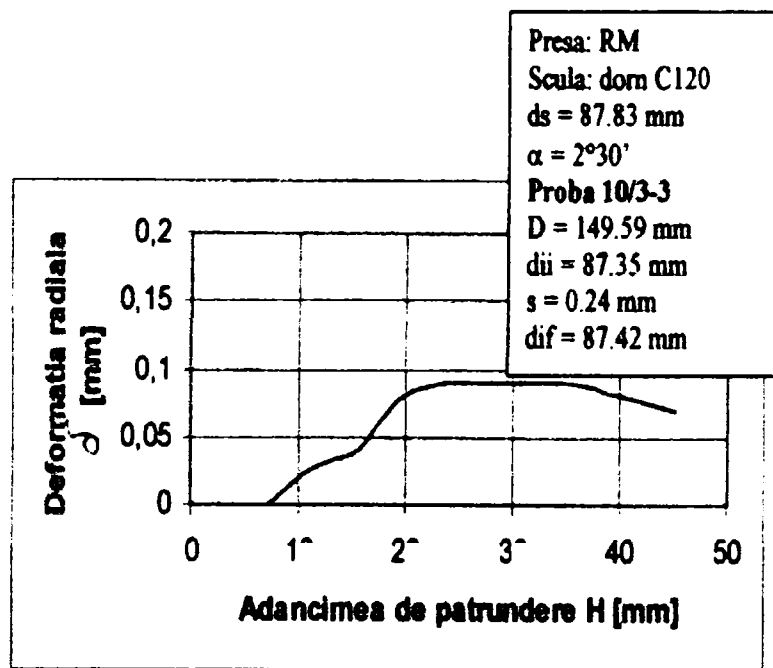
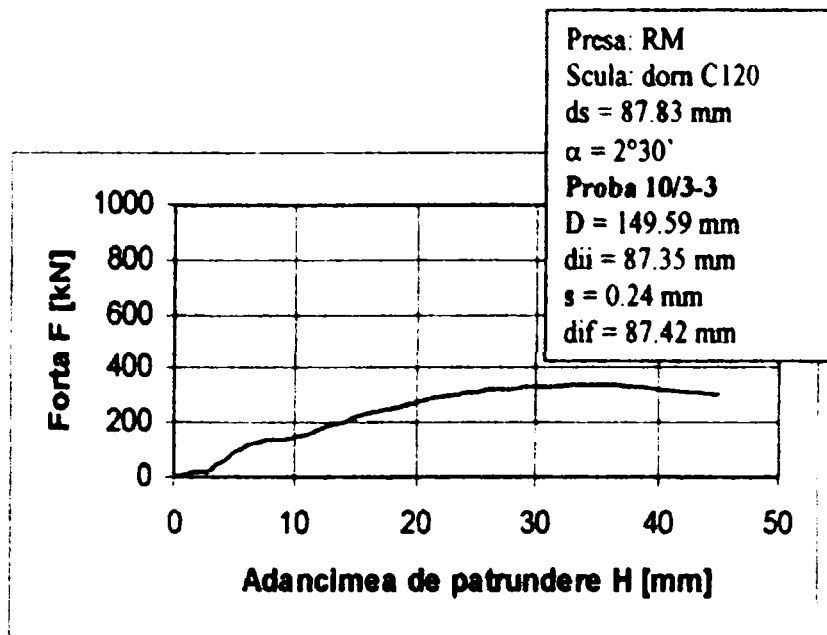


Fig. 4.27 Reprezentarea fortei axiale si deformatia radiala, pentru dorn fabricat din 205 Cr 115

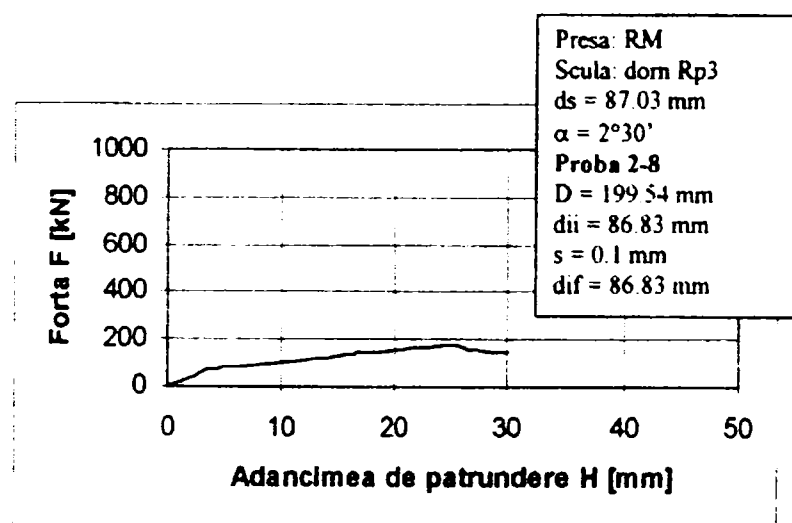
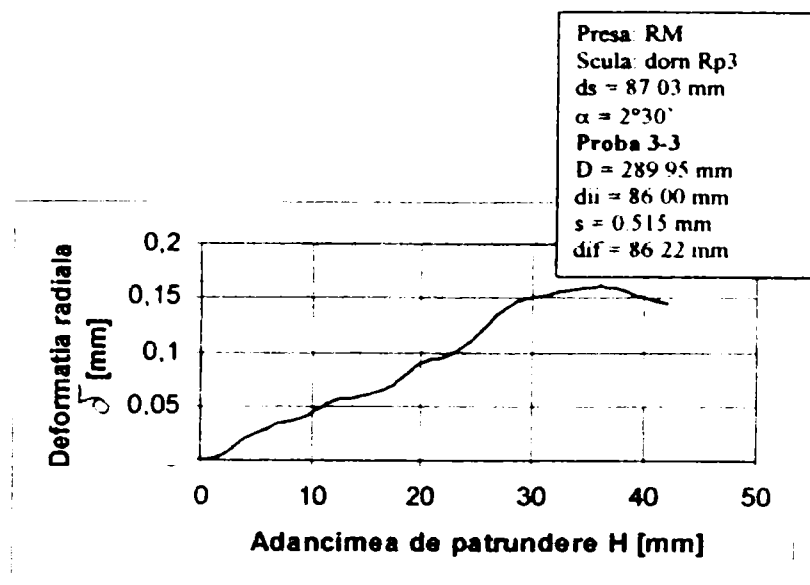


Fig.4.28 Reprezentarea forței axiale și deformatia radială, pentru dorn fabricat din Rp3

Uzura dornurilor

În urma măsurării dornurilor, pe porțiunea de calibrare se constată că diametrul final al dornurilor este identic cu cel inițial, deci uzura este zero. Acest lucru este posibil deoarece numărul prelucrărilor cu același dorn este redus iar supraînălțarea probelor a fost mică. Uzura se va determina la experimentarea pe tronsoane lungi, în capitolul următor.

4.8.3 Observatie

1. Deformația radială totală, deformația remanentă și forța de împingere, indiferent de materialul sculei, nu diferă, la aceeași strângere (seraj) și același unghi de atac pentru dorn, indiferent de materialul sculei.
2. Deoarece numărul de încercări cu cele două dornuri a fost mic, practic nu s-a putut determina uzura lor. Determinarea uzurii se va face la experimentarea la scară industrială, unde lungimea pieselor este mare.

Concluzii

1. Forma geometrică a sculei de autofretare, optimă, este de tip dorn care combină o suprafață conică, numită de atac, o suprafață cilindrică, numită de calibrare, o suprafață conică numită suprafață de degajare și o suprafață cilindrică pentru centrare, în piesă sau în dispozitiv. **Forma geometrică pentru scula sferică nu corespunde pentru operații de autofretare, deoarece la supraînălțări mari se produce o dislocare a materialului (extrudare) și nu o deformare radială;**
2. Parametrii principali ai autofretării cu scula tip dorn sunt: forța axială de împingere notată F_{ax} , deformația radială remanentă, notată δ_r , unghiul de atac, notat α , uzura dornului, notat u ; Acești parametri vor fi verificați în capitolul următor în experimentări la scară naturală, cu instalația industrială de autofretare. Ca parametri secundari se definesc: unghiul de degajare β și viteza de avans a sculei.
Pentru micșorarea forței axiale și mărirea deformației remanente, semifabricatele supuse autofretării vor fi încălzite la 70°C .
3. Pentru o forță axială mai redusă și o uzură acceptabilă a sculei, semiunghiul de atac optim al sculei este $2^\circ 30'$;
Unghiul de degajare β va avea valoarea:
$$\beta = \alpha + 1^\circ$$
4. Materialele din care se vor executa dornurile de autofretare, vor fi oțeluri de scule tip 440 (A7 conform AISI) cu echivalentul românesc 205 Cr 115 și oțeluri rapide tip 623 (T15 conform AISI) cu echivalentul românesc Rp1, tip 610 (T1 conform AISI) cu echivalentul românesc Rp3, tip 653 (M4 conform AISI) cu echivalentul românesc Rp4, tratate termic la o duritate maximă;
5. Stabilirea dimensiunilor sculei tip dorn:
 - diametrul de deformare se stabilește prin calculul de dimensionare a tevi;
 - lungimea de calibrare b , calculată cu relația:
$$b = 0,35d^{0,6}$$
 se va verifica la experimentarea industrială din considerente de uzură și de deformare a semifabricatului;
 - diametrul de ghidare a dornului în semifabricat, se alege constructiv astfel încât să formeze un ajustaj de alunecare cu toleranțe ISO de tipul f8;
 - unghiul de degajare β va avea valoarea:

$$\beta = \alpha + 1^{\circ}$$

- forța axială F_{ax} , se calculează cu relația (3.1) după determinarea la experimentările industriale a coeficientului de frecare μ ;
 - lungimea totală a dornului, se va lua egală cu diametrul alezajului;
 - lungimea porțiunii de ghidare a sculei în semifabricat, determinată experimental este $0,2 \dots 0,25 \times$ diametru alezaj;
 - lungimea conului de atac, determinat experimental este $0,40 \dots 0,45 \times$ diametru alezajului;
 - lungimea conului de degajare, rezulta constructiv;
 - raza de racordare- se alege constructiv.
6. În vederea evitării gripajului sculei, semifabricatul obligatoriu va fi fosfatat și uns cu vaselină tehnică. La experimentări s-a utilizat vaselină Rul 100 cu adaos de 10% ulei siliconic cu vâscozitatea de 100.000 cSt. Pentru aplicații industriale unde condițiile de lucru sunt mult mai grele în lubrifianț se va adăuga și 1% grafit coloidal.

CAPITOLUL 5

STUDIUL COMPORTARII DORNURILOR DE AUTOFRETARE IN PROCESUL AUTOFRETARII TEVELOR SI DETERMINAREA UZURII LOR PRIN EXPERIMENTARE PE INSTALATIA INDUSTRIALA IAFD-500

5.1 EXPERIMENTE CU DORNURI PE ESANTIOANE EXTINSE

5.1.1 CONDITII DE EXPERIMENTARE

In capitolele anterioare s-au determinat principalii parametri ai prelucrării prin autofretare, s-a determinat forma, materialul și dimensiunile dornului de autofretare în condiții de laborator, pentru supraîncălziri mici, la scara redusă (1/2) și pe esantioane de material de latime mică.

Pentru verificarea relației de calcul a forței axiale de împingere, a deformației remanente a semifabricatului, a formei geometrice și dimensionarea dornurilor, a uzurii dornului - s-a conceput o fază de cercetare cu utilajul industrial existent în dotarea S.C. Arsenal Resita S.A. pe esantioane extinse.

5.1.2 SEMIFABRICATE UTILIZATE

S-au executat esantioane din material OHN 0-85 GOST 5192-67, oțel specific fabricației tevelor de artilerie. Semifabricatele au fost executate identice cu excepția lungimii totale L (fig.5.1).

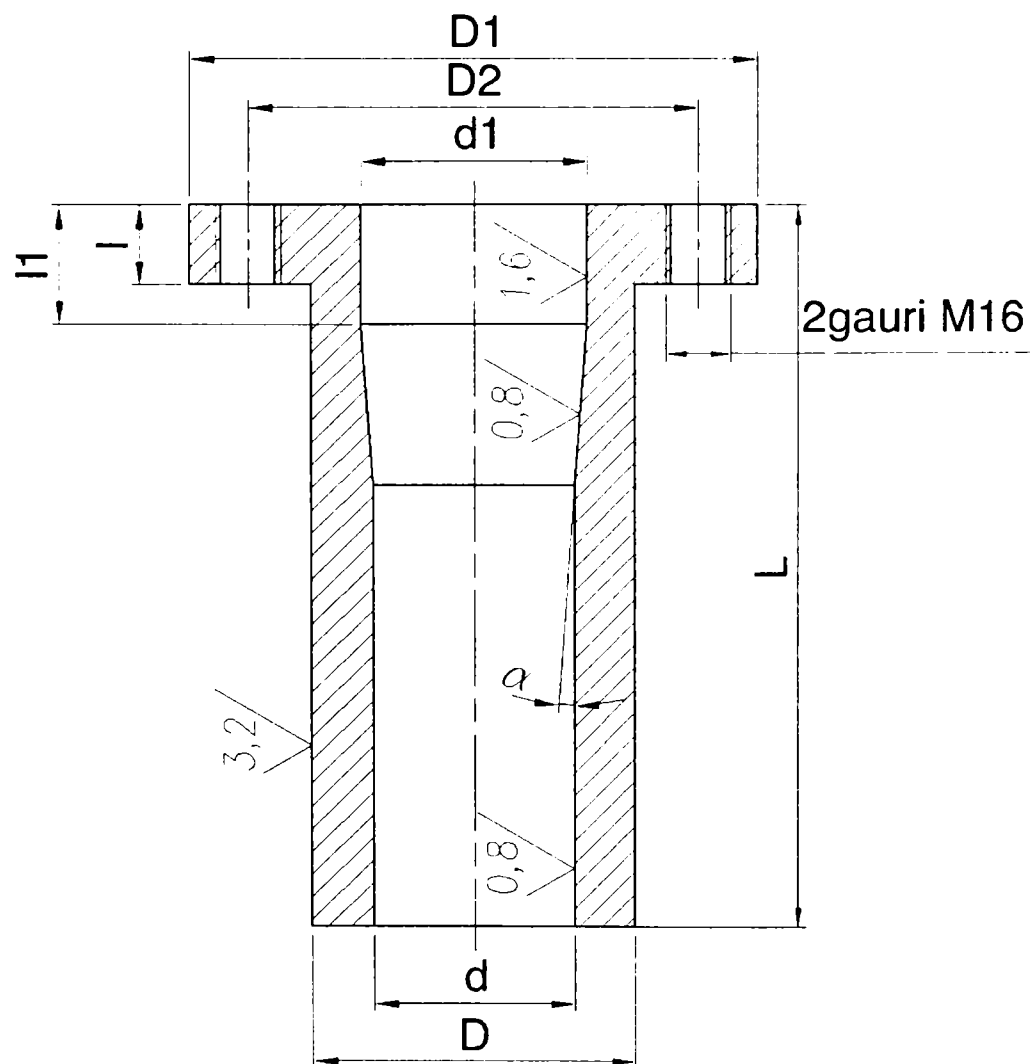


Fig.5.1 Semifabricate utilizate

Caracteristicile mecanice ale semifabricatelor au fost determinate si sunt conform tabelului 4.1. Semifabricatul a fost prelucrat prin aschiere la diametru d_1 , astfel incat sa permita intrarea si centrarea sculei. Coeficientul de grosime a peretelui $K= 2,23$ pentru toate probele ($k=D/d$).

Diametrul interior si exterior al semifabricatului a fost ales din considerente de proiectare, astfel incat rezultatele obtinute cu aceste esantioane sa certifice unele supozitii facute la proiectarea tevii.

Toate semifabricatele au fost prelucrate la aceleasi dimensiuni interioare urmand ca diferitele suprainaltari sa se realizeze prin modificarea dimensiunilor dornului. Aceasta din considerentul de a utiliza cat mai putine dornuri.

Tabelul 5.1

Dimensiunea semifabricatului	Numarul semifabricatului						
	1	2	3	4	5	6	7
L [mm]	310	460	500	600	600	600	600
l [mm]	40	40	40	40	40	40	40
l1 [mm]	50	50	50	50	50	50	50
d [mm]	$150^{+0,05}$	$150^{+0,05}$	$150^{+0,05}$	$150^{+0,05}$	$150^{+0,05}$	$150^{+0,05}$	$150^{+0,05}$
D [mm]	335	335	335	335	335	335	335
D1[mm]	385	385	385	385	385	385	385
D2[mm]	360	360	360	360	360	360	360



Fig.5.2 Esantioane pentru incercari

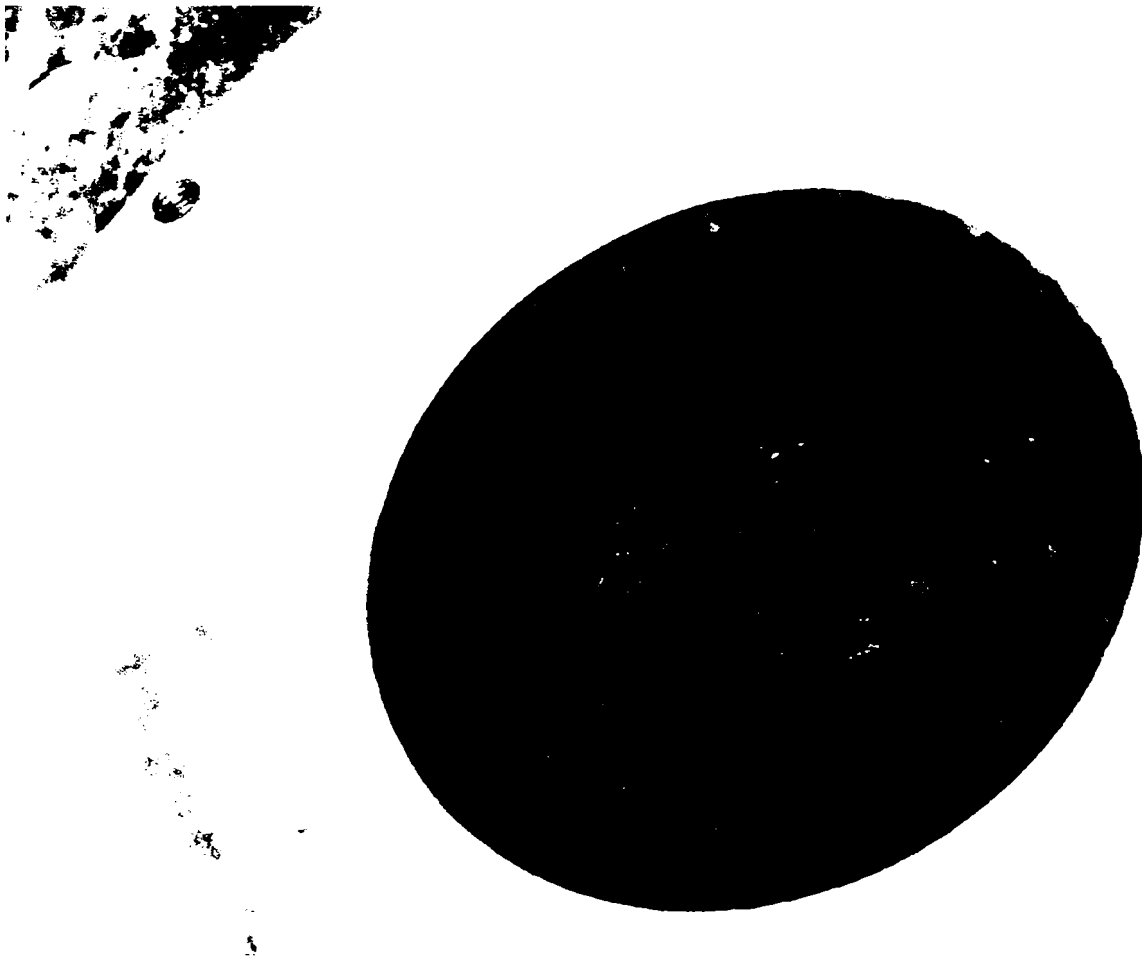


Fig. 5.3 Esantioane pregatite pentru autofretare

5.1.3 Dornurile utilizate la experimentarea pe esantioane extinse

a) Stabilirea formei geometrice si dimensiunile dornului de autofretare

Forma geometrica a fost determinata la experimentarea de laborator pe esantioane reduse si este de conform fig. 5.4.

Stabilirea dimensiunilor dornului s-a facut prin calcul si determinari experimentale la scara redusa, cunoscandu-se ca experimentele s-au executat la scara 1/2.

ϕG [mm] - diametru de ghidare ;

$\phi G = \phi$ alezaj semifabricat, in toleranta ISO f8

ϕD [mm] – diametru constructiv;

ϕD_i [mm] –diametru de verificare, egal cu diametrul interior al semifabricatului;

ϕC [mm]- diametru obtinut prin calcul, functie de gradul de autofretare dorit a se obtine in % din grosimea peretelui tevii;

L [mm]- lungimea totala, obtinuta experimental

L = calibrul alezajului

l_g [mm]- lungimea de ghidare a sculei in semifabricat , determinata experimental;

$l_g = 0,2 \dots 0,25 \times$ diametru alezaj

l_i [mm]- lungimea conului de atac, determinat experimental;

$l_i = 0,40 \dots 0,45 \times$ diametru alezaj

l_c [mm]- lungimea de calibrare, obtinuta prin calcul cu relatia

$l_c = 0,35d^{0,6}$ - d fiind diametrul alezajului;

l_e - lungimea conului de degajare, rezulta constructiv;

r [mm] -raza de racordare- se alege constructiv

α [grade] – determinat experimental in cap. 4

$\alpha = 2^{\circ} 30'$

β [grade]- determinat constructiv

$\beta = \alpha + 1^{\circ}$

Diametrul ϕC al dornului a fost calculat astfel incat sa se obtina in semifabricat un grad de autofretare de 75%, urmand ca diametrul dornului si conul de atac sa fie reperlucrate la alte dimensiuni astfel incat la semifabricat sa se obtina grade de autofretare de 60% si 50%.

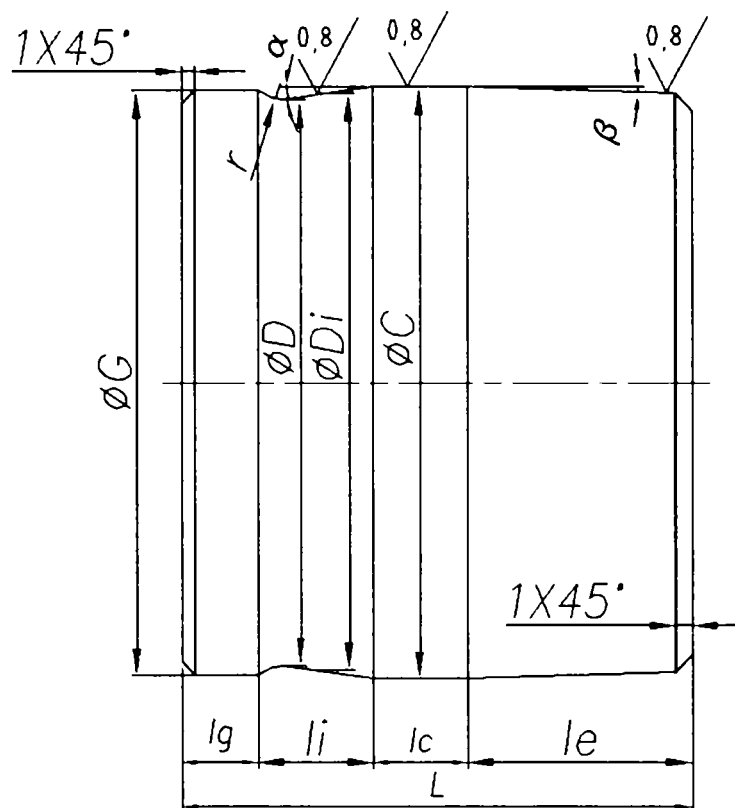


Fig. 5.4 Geometria dornului scula

b) materialul utilizat pentru dornuri

Deoarece in capitolul 3 a rezultat ca doua tipuri de oteluri corespund fabricatiei de dornuri - otelul aliat de scule 205 Cr 115 si otelurile rapide, s-au fabricat pentru experimentare cate doua dornuri din fiecare material .

c) tehnologia de fabricatie a dornurilor

A fost intocmita tehnologia de fabricatie care are urmatorul intinerariu:

- debitare material;
- strunjire cu adaos de 0,5...0,7 mm
- tratament termic
- rectificare
- control tehnic.

d) tratamentul termic aplicat dornurilor

- pentru dornul fabricat din 205 Cr 115

In cazul dornurilor pentru autofretare executate din otel de scule ledeburitic aliat cu 12% Cr tratamentul termic va consta dintr-o calire simpla volumica de tip anizoterm (calire continua).

Avand in vedere obiectivul realizarii unei duritati maxime, precu si faptul ca sculele functioneaza la temperaturi apropiate celor ambiante, se va alege varianta tipica de tratament bazata din punct de vedere structural pe o calire primara, dupa cum urmeaza:

- a) temperatura de incalzire in vederea austenitizarii (T_{inc}).

- b) durata de incalzire pentru realizarea la suprafata piesei a temperaturii de austenizare prescrise (t_{inc}).
- c) durata de incalzire necesara egalizarii temperaturii in sectiunea piesei (t_{men}).
- Pentru calcule se vor considera urmatoarele date initiale:
- se va considera marca de otel indigena 205 Cr 115;
 - dimensiunea caracteristica de calcul pentru dorn este egala cu raza cilindrului care aproximeaza reperul din punct de vedere geometric, in zona de diametru maxim, valoarea aproximativa de calcul este de 75 mm.

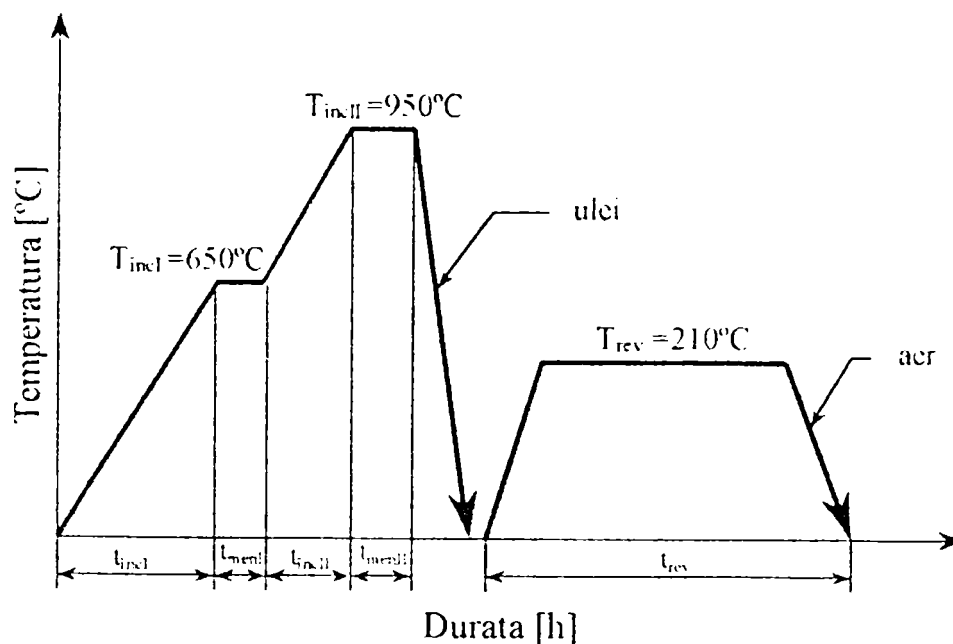


Fig.5.5 Ciclograma tratamentului termic pentru dornul din otel 205 Cr 115

Tabelul 5.2 Parametrii tratamentului termic de calire si revenire

Tipul Incalzirii	Faza Tehnologica	Durata Incalzirii [h]	Mentinere [h]	Durata totala [h]	Racire	Duritate [HRC]
	Preincalzire	0,40	-	0,4	-	-
Bai de Saruri	Incalzire Finala	0,6	-	0,6	Ulei	Min.62
	Revenire	-	6	6	Aer	Min.60

- pentru dornul fabricat din Rp3

Sculele din otel rapid se supun , de regula unei caliri martensitice volumice urmata de revenire repetata (sau calire sub zero grade) pentru transformarea austenitei reziduale si obtinerea unei duritati maxime. Pentru cresterea rezistentei la uzare se mai aplica si tratamente subcritice ulterioare calirii si revenirii.

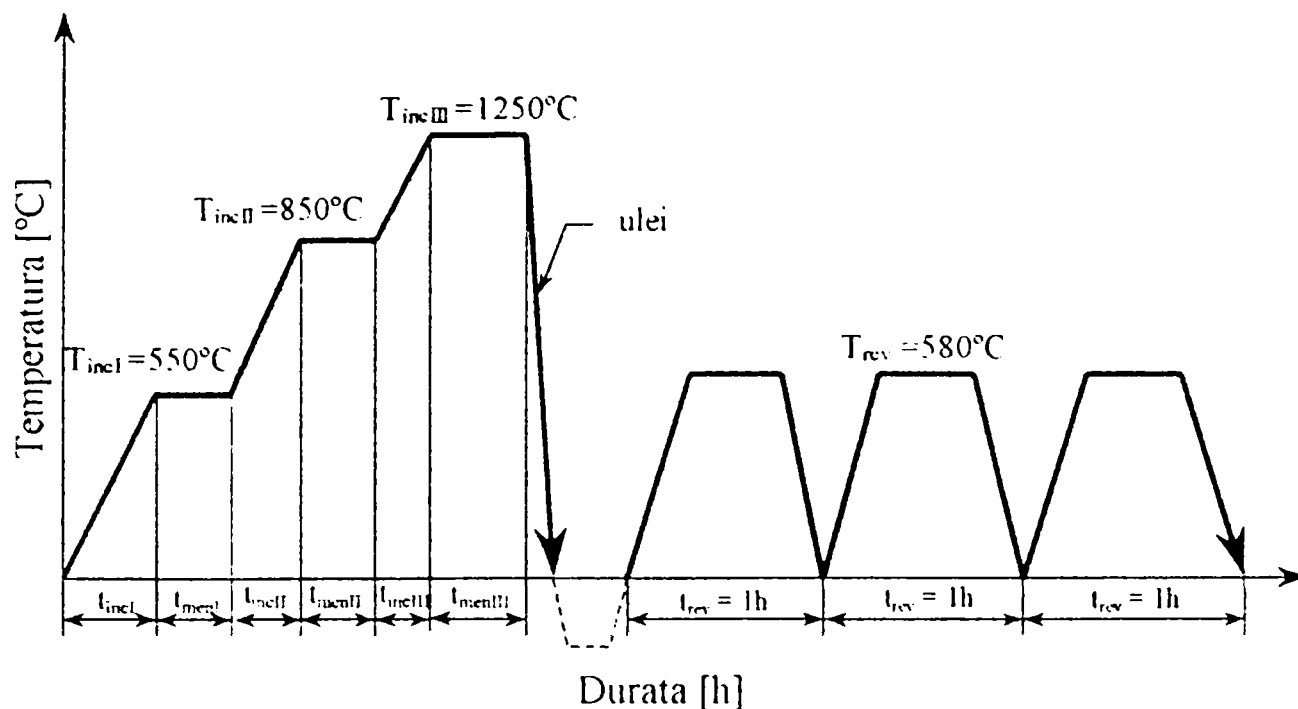


Fig. 5.6 Ciclograma tratamentului termic pentru dornul din otel rapid

Tabelul 5.3 Calculul parametrilor tratamentului termic de calire

Marimea calculata	Simbol	UM	Treapta de incalzire		
			I	II	III
Temperatura de incalzire	T_{inc}	$^{\circ}C$	550	850	1250
Temp. mediului de incal.	T_m	$^{\circ}C$	560	860	1260
Coeficient transfer caldura	α_{BS}	Kcal/h m^2 $^{\circ}C$	565	403	1100
Conductivitate termica	λ	Kcal/h m $^{\circ}C$	23,7	18,92	16,56
Caldura specifica	C_p	J/Kg $^{\circ}C$	0,126	0,177	0,219
Dimensiunea de calcul	X	m	0,075	0,075	0,075
Densitatea	ρ	Kg/ m^3	8700	8700	8700
Difuzivitatea	a	m^2/h	0,022	0,012	0,009
Criteriul Bi	Bi	-	1,8	1,6	5,0
Criteriul de temperatura in suprafata	θ_S	-	0,019	0,032	0,024
Criteriul Fourier	Fo	-	1,46	1,40	0,75
Durata de incalzire	T_{inc}	min	23	38	29
Criteriul de temperatura in miez	θ_C	-	0,036	0,057	0,080
Temperatura miezului inaintea mentinerii	T_C	$^{\circ}C$	541	842	1227
Diferenta initiala de temperatura	ΔT_i	$^{\circ}C$	9	8	23
Coeficientul m	m	-	0,03	0,02	0,08
Durata de mentinere	t_{men}	min	1	1	3
Durata totala de incalzire	t_{tot}	min	24	39	32

e) uzura dornurilor

Deoarece portiunea de calibrare a sculei este cea mai expusa la uzura, din fiecare marca de material s-a executat cate un dorn cu latimea portiunii de calibrare diferita, astfel:

- un dorn cu latimea de calibrare de 20 mm, in apropierea celei obtinuta din calcul;
- un dorn cu latimea de 30 mm, latime obtinuta experimental prin incercari cu dornurile la scara redusa.

Se vor executa autofretari in aceleasi conditii cu aceste dornuri, urmand ca prin masurarea uzurii dornurilor sa se determine latimea optima a portiunii de calibrare si sa se verifice relatia de calcul.

5.1.4 Forta axiala de impingere

Este un parametru principal ce nu poate fi determinat analitic in faza aceasta deoarece nu se cunoaste coeficientul de frecare μ , la autofretare. Determinarea coeficientului de frecare se va face prin masurarea fortei axiale prin consumul de curent electric al instalatiei de autofretare.

Din constructia instalatiei de autofretare se cunoaste raportul dintre consumul de curent electric al motorului principal de actionare si forta de impingere, astfel:

Tabelul 5.4

Curent rotoric [amperi]	Forta axiala a instalatiei [kN]
647	5000
323	2500
215	1660
160	1250

5.1.5 Deformatia remanenta

Este un parametru principal, care rezulta din calculele de dimensionare a tevii si care se va pune in evidenta prin masurarea alezajului esantioanelor dupa autofretare.

Deoarece in capitolul 4 a rezultat ca deformatia maxima remanenta este mai mare in anumite conditii de temperatura, esantioanele vor fi incalzite initial la 70 °C .

5.1.6 Evitarea gripajului sculei

Pentru evitarea gripajului sculei la autofretare suprafata interioara a esantioanelor a fost fosfatata cu fosfat de zinc cu grosimea de 10...15 μm , unsa din abundenta cu vaselina tehnica Rul 100 in amestec cu 10% ulei siliconic si 1% grafit coloidal

5.1.7 Instalatia de autofretare industrială a tevilor de artilerie tip I.A.F.D.- 500

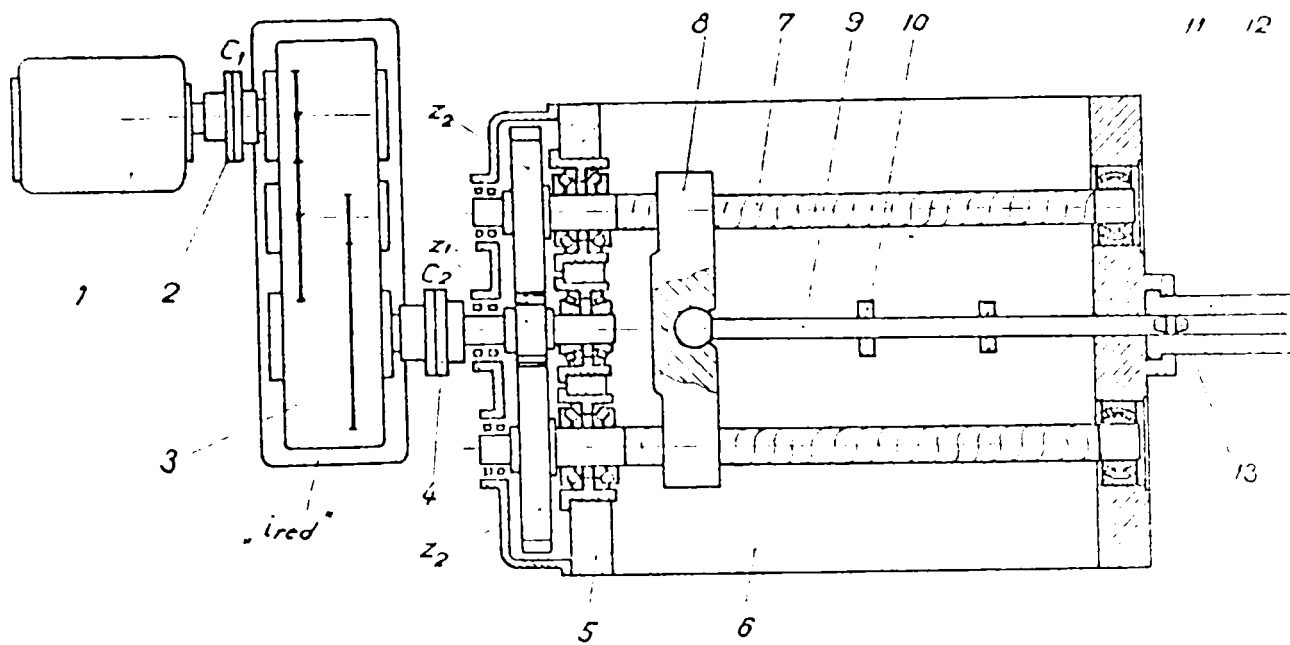


fig. 5.7 Schita de principiu a instalatiei I.A.F.D.- 500

Pentru experimentările la scara industrială s-a utilizat instalatia IAFD 500 din dotarea S.C.Arsenal Resita S.A.

5.1.7.1 Descrierea instalatiei de autofretat tevi de artilerie IAFD-500

Instalatia de autofretare mecanică a tevilor de artilerie prezentată în fig.5.6 se compune în principal din următoarele: un motor electric (1) ce se cuplează prin intermediul cuplajului (C1) cu un reductor mecanic cu două trepte (3), un cuplaj (C2) și instalatia propriu-zisă (5).

Instalatia propriu-zisă (5) se compune dintr-un batiu (6) pe care sunt montate: la un capăt reductorul de intrare în instalatie compus din roțile dintate Z_1 și Z_2 , suruburile trapezoidale (7) pe care sunt montate roțile dintate Z_2 , sania mobilă (8), de care se prinde tija împingătoare (9), ghidată de suportul (10), dispozitivul de prindere al capătului tevi de autofretat, teava de autofretat (12), dornul de autofretat (13), precum și dispozitive de susținere a tevi în procesul autofretării.

Suruburile de mișcare (7) și roata dintată (Z_1) sunt lagaruite la ambele capete prin rulmenți.

Supportii de ghidare (10) au rolul de a ghida tija (9) în timpul operației de autofretare.

5.1.7.2 Funcționarea instalatiei IAFD-500

Autofretarea mecanică cu dorn constă în trecerea forțată a dornului (13) având diametrul mai mare decât interiorul tevi de autofretat (12), calculat pentru un anumit grad de autofretare.

Înainte de începerea autofretării, teava de autofretat (12) se va prinde în dispozitivul de prindere (11) și se va sprijini cu celălalt capăt pe un suport cu rola.

Mișcarea de rotație a motorului de curent continuu (1) se transmite prin cuplajul (C2) la axul pinionului pe care se afla roata dintată (Z_1) a reductorului de intrare în instalatie.

Pinionul (Z_1) angreneaza cu roțile dinate (Z_2), transmitând mișcarea la suruburile trapezoidale de mișcare (7). Reductorul de intrare în instalație compus din roțile $Z_1 - Z_2$ reduce din nou turatia de la valoarea " n_1 " la valoarea $n_2 = n_1 / i$ unde " i " reprezintă raportul de transmisie al reductorului de la intrarea în instalație.

Turatia " n_2 " de rotire a suruburilor este variabilă și are o valoare maximă de 10 rot/min.

La rotirea suruburilor trapezoidale (7), șania (8) avansează spre capatul în care se află teava de autofretat și odată cu ea avansează tija de împingere (9). Capatul tijei (9) apasă pe dornul de autofretare (13) și îl trece forțat prin teava de autofretat (12). Pentru asigurarea rezistenței la flambaj a tijei împingătoare (9) aceasta se ghidează suplimentar cu ajutorul suporturilor mobili (10). Tija (10) lucrează la compresiune iar pe măsura ce dornul de autofretare (13) avansează, tija se ghidează și în porțiunea de teava autofretată.

Caracteristici tehnice ale instalației de autofretare tip IAFD

- tipul instalației.....orizontal;
- mod de lucru.....prin împingere;
- forța de lucru..... 450 tf;
- forța maximă admisă..... 500 tf;
- viteza de deplasare a dornului.....variabilă, cuprinsă între
300...600 mm / min;
- cursa de lucru..... max. 8500 mm;
- puterea nominală a motorului principal de c.c270KW;
- curent rotoric.....647 Acc
- lungimea instalației.....25000 mm
- greutatea.....aprox. 40 tone

5.1.7. 3 Verificări necesare la instalația IAFD-500

a) Verificarea forței axiale de împingere a șculei

Această verificare este necesară pentru a nu depăși forța maximă admisă a utilajului. Se execută cu relația 3.1 și cu ajutorul fig. 5.6

$$F_{ax\text{calculat}} \leq F_{ax\text{admisibil}}$$

b) Verificarea barei de împingere, la solicitarea de flambaj

$$\sigma_{cr} = \frac{F_{cr}}{A} = \frac{\pi^2 EI_{\min}}{Al_f^2} = \frac{\pi^2 E}{\frac{l_f^2}{i_{\min}^2}} \quad (5.1)$$

σ_{cr} - efortul unitar critic;

F_{cr} - forța critică; A - secțiunea barei; E - modulul de elasticitate al barei;

l_f - lungimea de flambaj; I - modulul de inerție al barei;

în cazul de față $l_f = 0,7l$ - unde l este lungimea barei

notand : $\frac{l_f^2}{i_{\min}^2} = \lambda^2$ relatia de mai sus devine:

λ -coeficient de zveltete al barei

$$\sigma_{cr} = \frac{\pi^2 E}{\lambda^2} = \sigma_p \quad \sigma_p = \text{limita de proportionalitate a materialului barei}$$

$$\lambda_0 = \frac{\pi^2 E}{\sigma_p} \quad (5.2)$$

$$\lambda = \frac{l_f}{i_{\min}}$$

daca $\lambda \geq \lambda_0$ si $\sigma_{cr} \leq \sigma_p$ atunci sunt valabile formulele lui Euler si se calculeaza F_{cr}

$$F_{cr} = \frac{\pi^2 EI_{\min}}{l_f^2} \quad (5.3)$$

se calculeaza coeficientul de siguranta c:

$$c = \frac{F_{cr}}{F_{ef}} \quad (5.4)$$



Fig.5.8 Vedere generala a instalatiei de autofretare

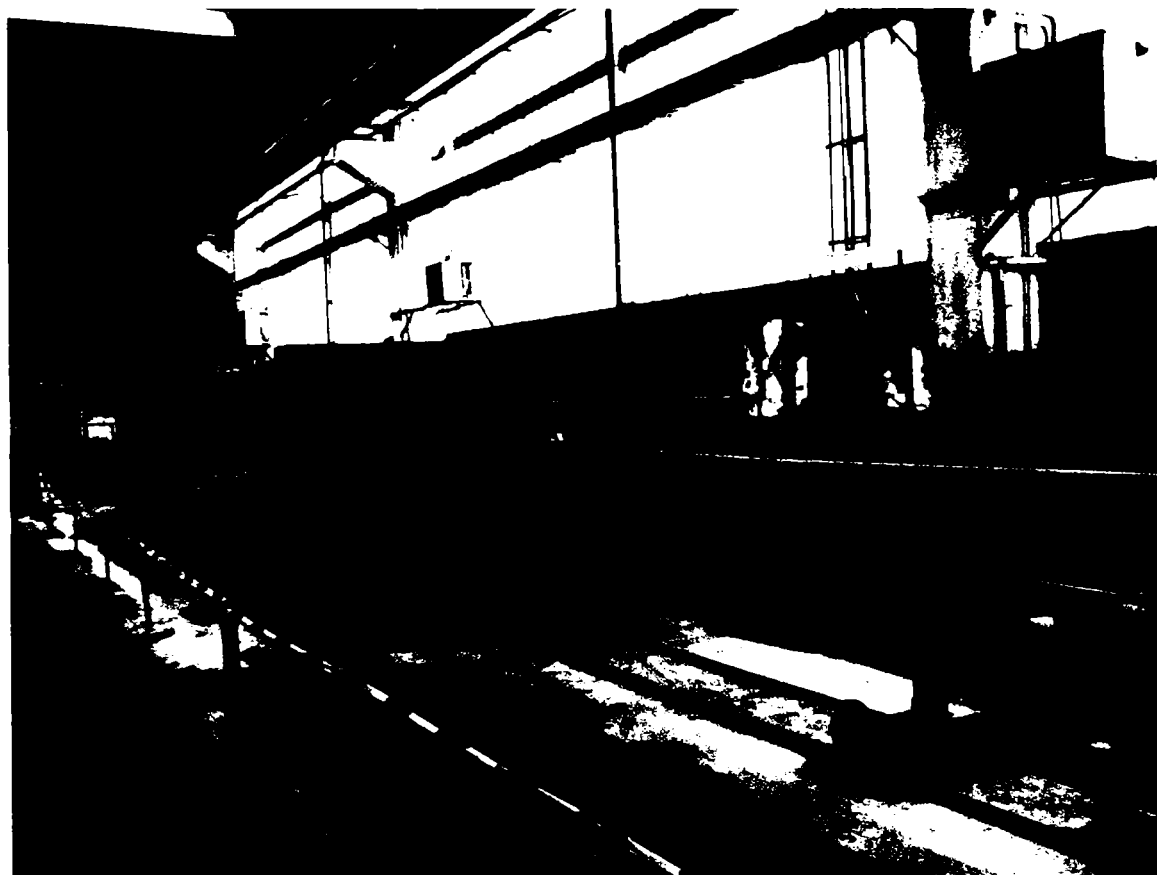


Fig. 5.9 Teava pe instalatia de autofretare

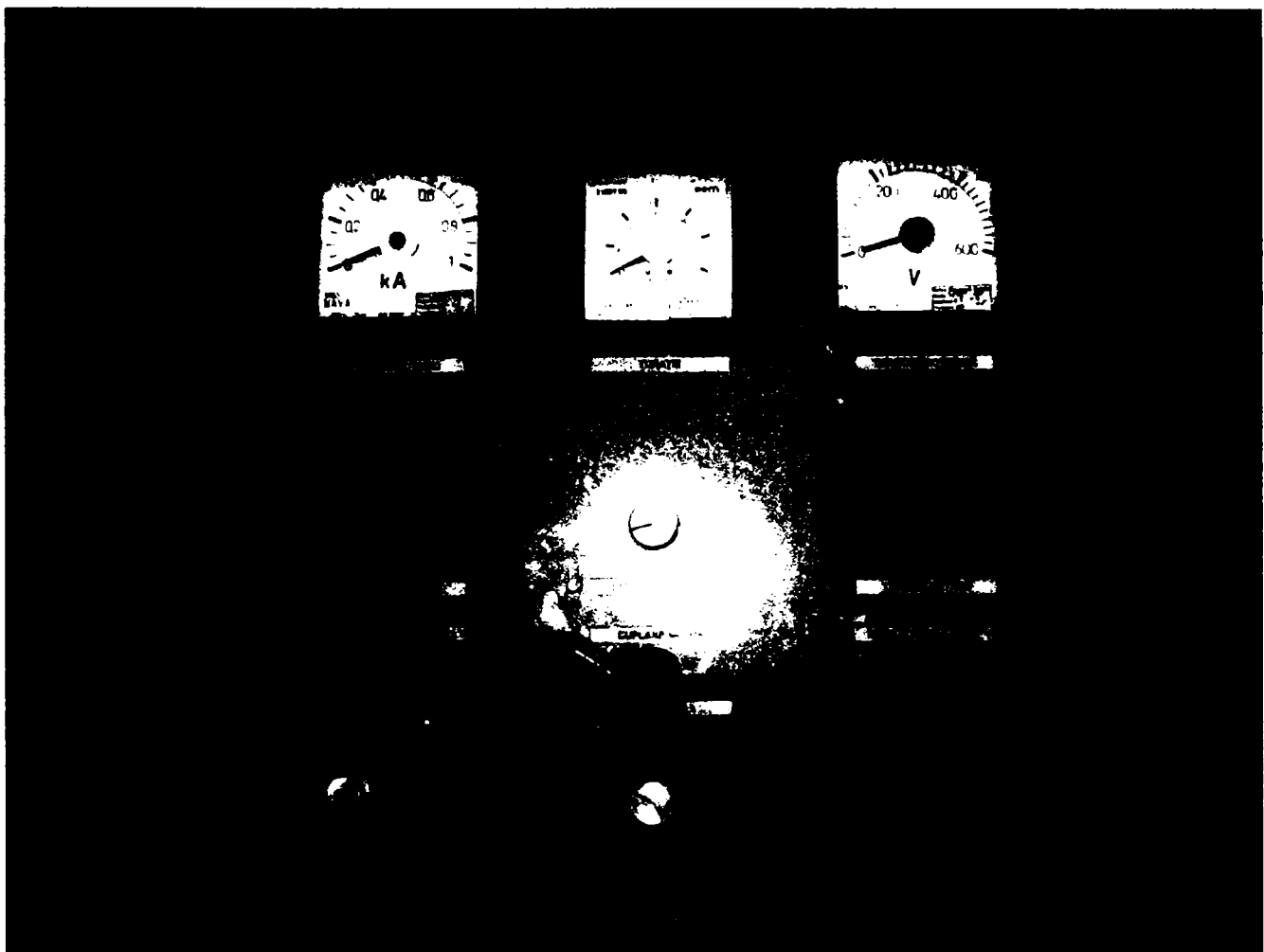


Fig.5.10 Aparate de masura a instalatiei de autofretare

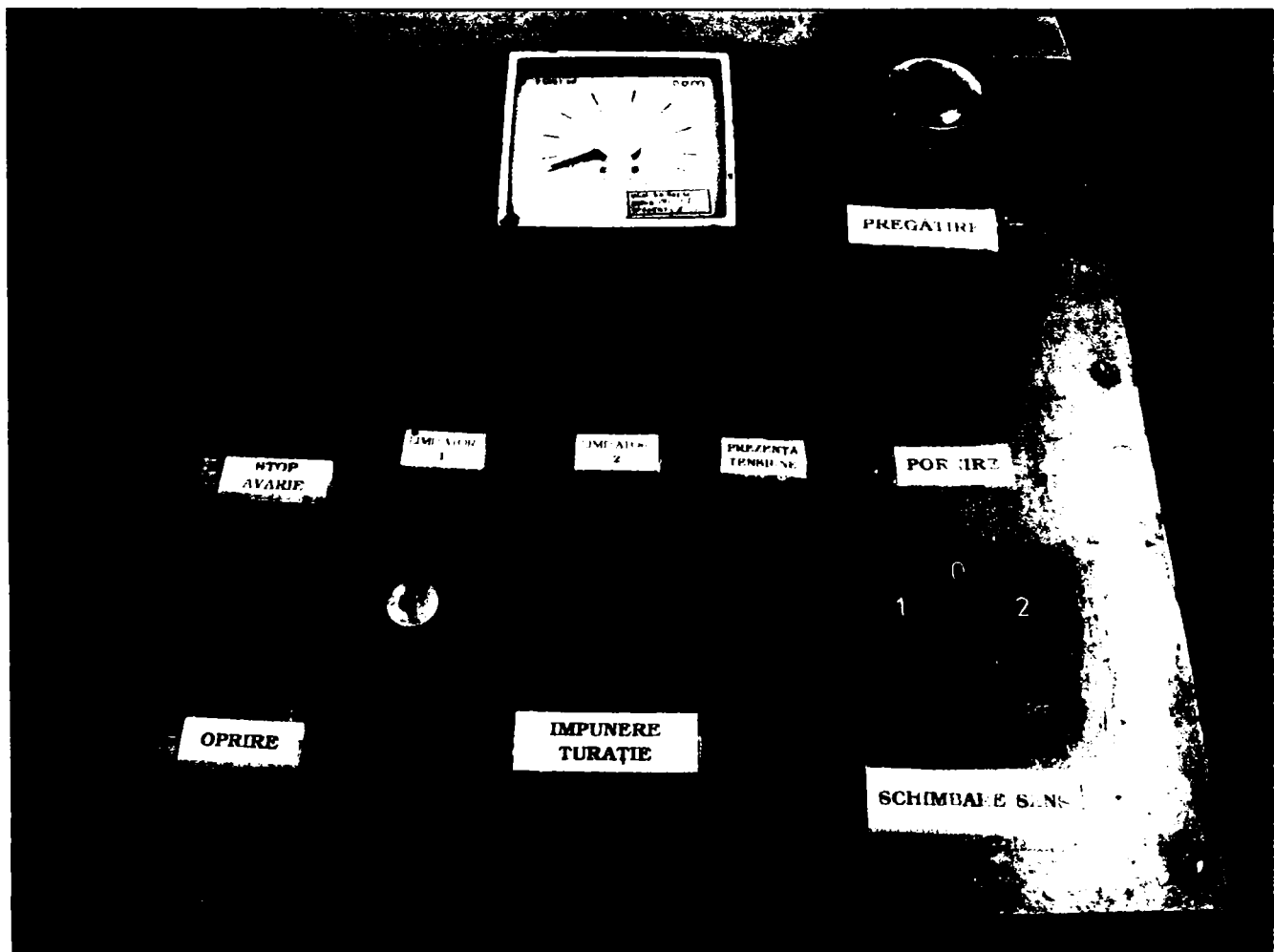


Fig.5.11 Pupitrul de comanda a instalatiei de autofretare



Fig.5.12 Motorul de actionare a instalatiei de autofretare

5.1.8 REZULTATE EXPERIMENTALE

Esantionul 6 si 7 au fost autofretate cu dornuri din otel rapid marca Rp3. Diferenta intre cele doua dornuri a constat din faptul ca la esantionul nr.6 lungimea de calibrare a dornului a fost de 20 mm iar la esantionul nr.7 lungimea de calibrare a dornului a fost de 30 mm.

Esantionul 4 si 5 au fost autofretate cu dornuri din otel de scule marca 205 Cr 115.

Diferenta intre cele doua dornuri a constat din faptul ca la esantionul nr.4 lungimea de calibrare a dornului a fost de 20 mm iar la esantionul nr.5 lungimea de calibrare a dornului a fost de 30 mm.

Aceasta verificare a fost necesara pentru a vedea influenta lungimii de calibrare a dornului asupra uzurii acestei suprafete.

In baza datelor culese la autofretare , cu diverse suprainaltari si cu ajutorul relatiei analitice de calcul a fortei axiale de impingere a dornului (relatia 3.1), a fost determinat coeficientul de frecare μ in functie de diverse grade de deformare a semifabricatului, pentru otel specific tevilor de artilerie conf.fig.5.13.

Rezultatele experimentale obtinute sunt prezentate in tabelul 5.5 si tabelul 5.6 coraborat cu fig. 5.4.

Tabelul 5.5

Marimea	Numarul esantionului						
	1	2	3	4	5	6	7
Lungime esantion [mm]	310	460	500	600	600	600	600
suprainaltare [mm]	0,50	1	1,5	2	2	2	2
δ_r [mm] calculat	0,08	0,30	0,53	0,75	0,75	0,75	0,75
δ_r [mm] realizat	0,056	0,28	0,49	0,65	0,68	0,67	0,70
autofretaj propus [%]	51,3	62,8	71,8	79,1	79,1	79,1	79,1
autofretaj realizat [%]	49,5	62	70,5	76,2	77,40	77,35	77,5
Fora de impingere masurata [KN]	1030	1200	1500	2150	2150	2150	2150

Determinari privind uzura sculelor

A fost determinata uzura prin masuratori asupra diametrelor de calibrare a celor patru dornuri, executate din materiale diferite si lungimi diferite ale portiunii de calibrare. Condițiile de experimentare au fost identice.

Sinteza rezultatelor este prezentata in tabelul 5.7

Tabelul 5.6

Diametru dorn initial [mm]	Uzura [mm]	Lungimea portiunii de calibrare a dornului l1 [mm]	Material dorn/ duritate	Lungime semifabricat [mm]
152,010	0,03	20	205 Cr 115 / 61HRC	600
152,010	0,015	30	205 Cr 115 / 61HRC	600
152,005	0,015	20	Rp3 / 63 HRC	600
152,00	0,010	30	Rp3 / 63 HRC	600

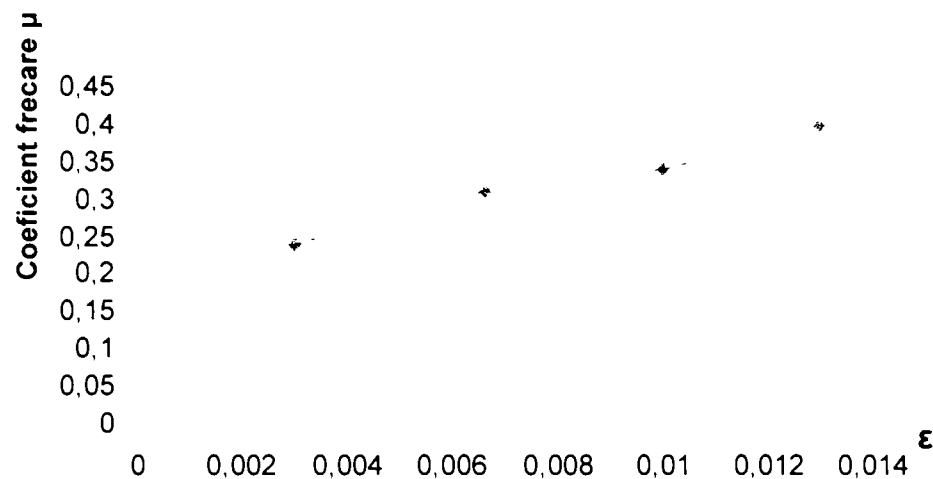


Fig.5.13 Variatia coeficientului de frecare $\mu = f(\epsilon)$ pentru otel OHN-0 80

$$\text{unde } \epsilon = \frac{d_{dorn} - d_{alezaj}}{d_{dorn}}$$

5.2 EXPERIMENTE CU DORNURI PE TEVI DE ARTILERIE, LA SCARA NATURALA

5.2.1 CONDITII DE EXPERIMENTARE

In capitolele anterioare s-au determinat principalii parametri ai prelucrării prin autofretare, s-a determinat forma, materialul și dimensiunile dornului de autofretare în condiții de laborator, pentru supraînălțări mici, la scara redusă (1/2) și pe esantioane de material de latime mică iar ulterior aceste determinări s-au făcut și pe semifabricate extinse.

Pentru verificarea relației de calcul a forței axiale de împingere, a deformației remanente a semifabricatului, a formei geometrice și dimensionarea dornurilor, a uzurii dornului - s-a realizat o fază de cercetare cu utilajul industrial existent în dotarea S.C. Arsenal Resita S.A. pe două semifabricate de lungime mare, fiecare constituind alt calibru.

5.2.2 SEMIFABRICATE UTILIZATE

S-au executat două tevi din material OHN 0-85 GOST 5192-67, otel specific fabricației tevilor de artilerie. Semifabricatele au avut forma și dimensiunile din figurile fig.5.14 și 5.15.

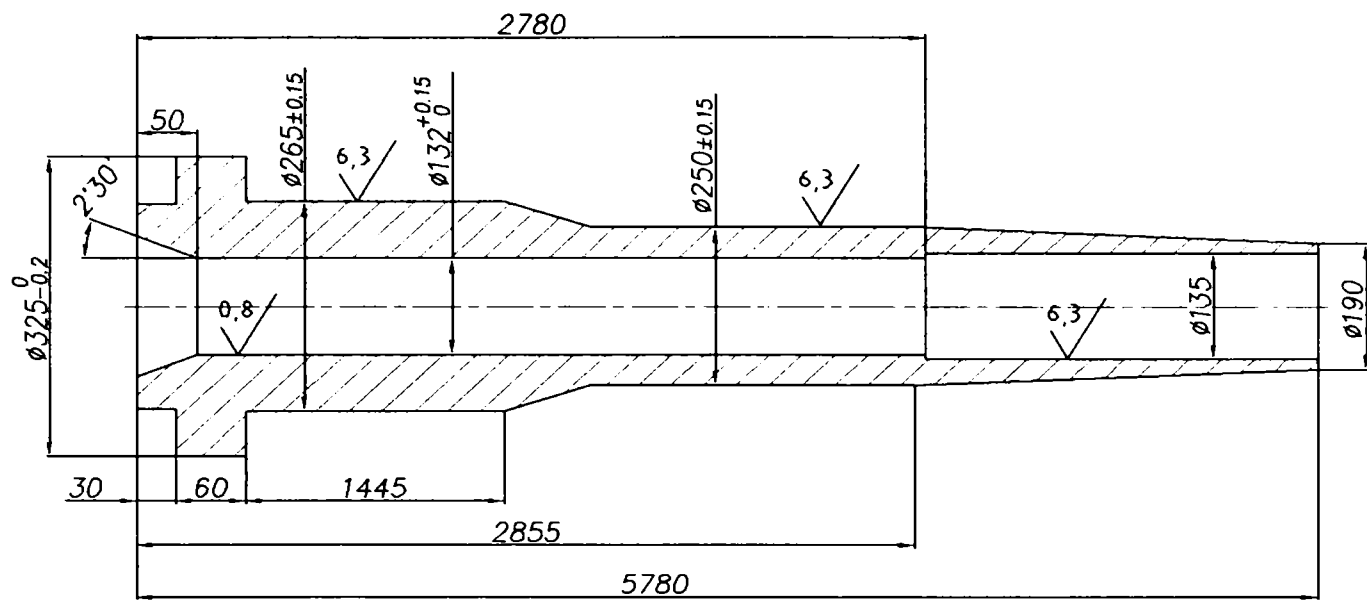


Fig.5.14 Semifabricat pentru autofretare cu dorn fabricat din Rp3

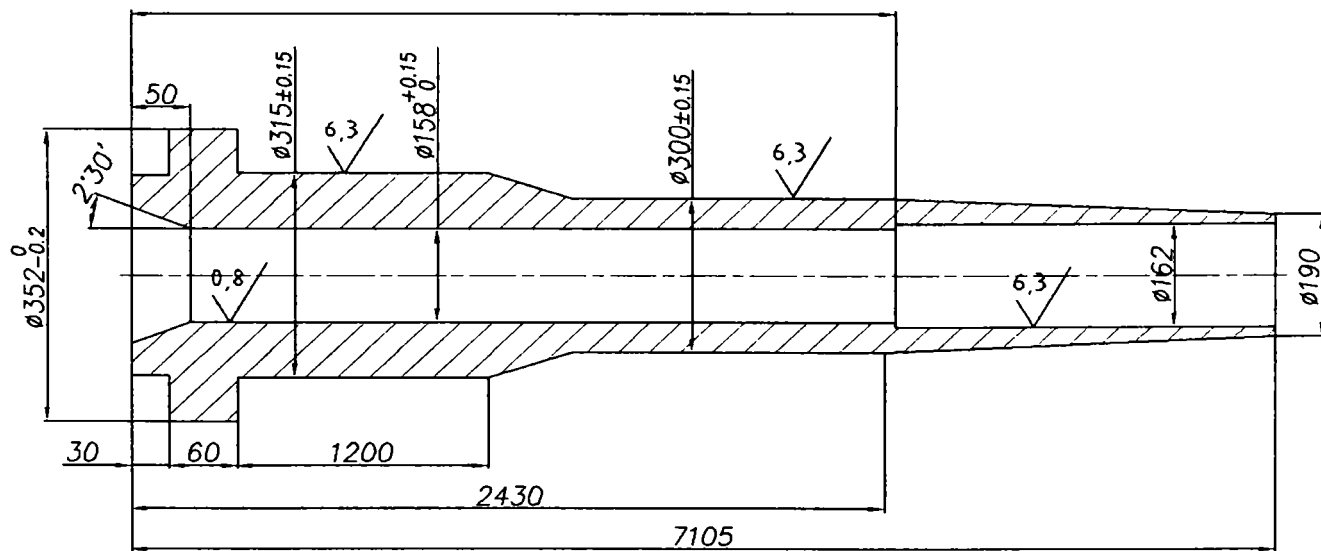


Fig.5.15 Semifabricat pentru autofretare cu dorn fabricat din 205 Cr 115

5.2.3 Dornurile utilizate la experimentarea pe semifabricate teava

Forma geometrica a fost determinata la experimentarea de laborator pe esantioane reduse si este de conform fig. 5.4.

Stabilirea dimensiunilor dornului s-a facut prin calcul si determinari experimentale la scara redusa, cunoscandu-se ca experimentele s-au executat la scara 1/2.

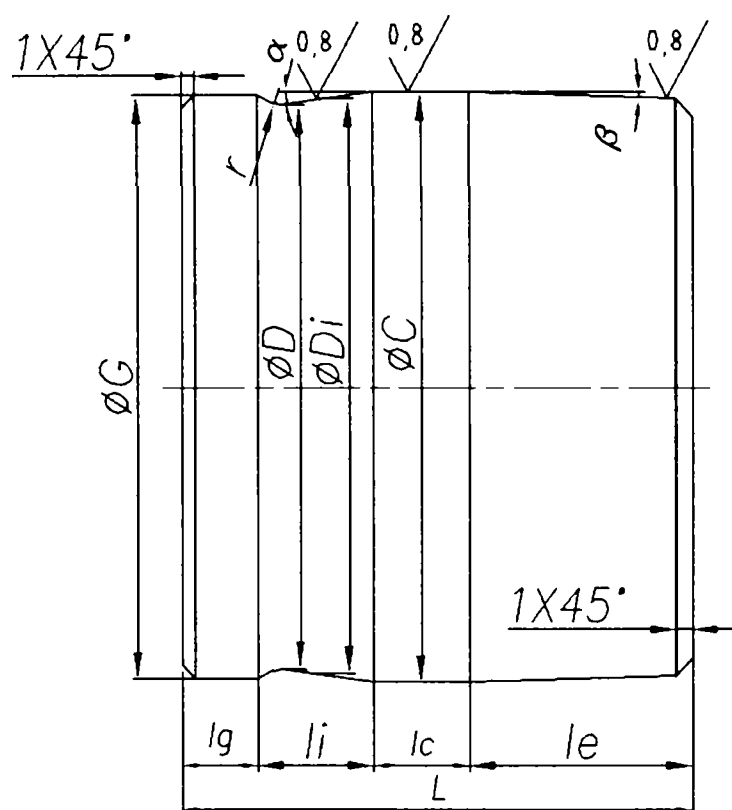


Fig. 5.16 Geometria dornului utilizat

5.2.4 Forta axiala de impingere

A fost calculata cu relatia 3.1 aplicand coeficientul de frecare din fig.5.13 si a corespuns cu cea indicata de utilajul de autofretare IAFD-500

5.2.5 Deformatia remanenta

Deformatiile remanente au fost calculate din conditia de autofretare dupa teoria treia de rezistenta. Rezultatele experimentale sunt prezentate in Anexa 3.

Tabelul 5.7

	Grad autofretare propus [%]	Crestere de diametru interior calculat [mm]	Diametru dorn [mm]	Crestere de diametru interior realizat [mm]	Grad autofretare realizat [%]
Teava culeu Fig. 5.14	70	0,29	132,70	0,30	70
Teava culeu Fig. 5.15	80	0,75	159.98	0,77	83

Constatam ca deformatiile remanente la interior sunt mai mari, iar recalculand gradul de autofretare acesta este si el mai mare, dar cu o diferenta neglijabila, care poate fi pusa pe toleranta de executie a probelor sau pe precizia de masurare a instrumentelor de masura.

5.2.5 Determinarea a uzurii dornurilor de autofretare

Analizand uzurile celor doua dornuri avem urmatoarea situatie:

Tabelul 5.8

Dornul	Lungimea autofretata [mm]	Uzura [mm]	Observatii
Dorn din Rp3	2780	0,02	
Dorn din 205 Cr 115	2540	0,04	Diferenta de diametre a fost mult mai mare

Analizand prin comparatie cele doua dornuri se constata ca dornul uzinat din 205 Cr 115 a avut o uzura de 2 ori mai mare decat dornul uzinat din otel rapid marca Rp3 (fig.5.17). Aceasta se explica si prin faptul ca semifabricatul autofretat cu dornul executat din 205 Cr 115, a avut un grad de autofretare mult mai mare, presiunea de calcul a fost mult mai mare si forta axiala a fost mult mai mare.

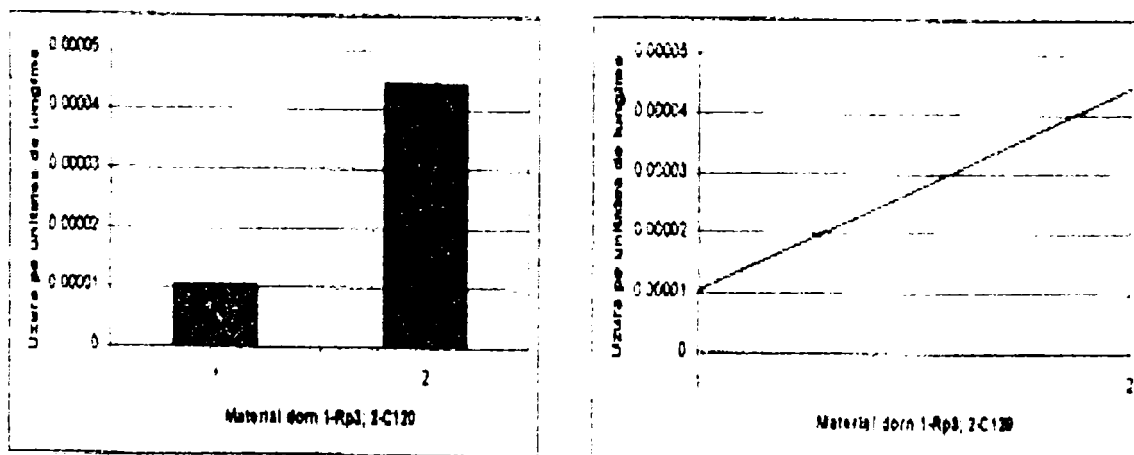


Fig. 5.17

Fig.5.17. Variatia uzurii pe unitatea de lungime
 1- dorn din Rp3
 2- dorn din 205 Cr 115

5.2.6 Defecte posibile ale dornurilor la autofretare

- a) Unul din defectele posibile este gripajul dornului in semifabricat. Acest defect s-a petrecut la un semifabricat care intentionat nu a fost fosfatat, pentru a vedea influenta fosfatarii asupra frecarii. S-a constatat ca dornul nu a putut fi scos decat prin taierea piesei.
- b) Un alt defect este fisurarea dornului (fig.5.18). Acest fenomen a aparut datorita fisurarii unui dorn dupa tratamentul termic. Pentru evitarea acestui fenomen dornurile inaintea utilizarii vor fi verificate defectoscopic.

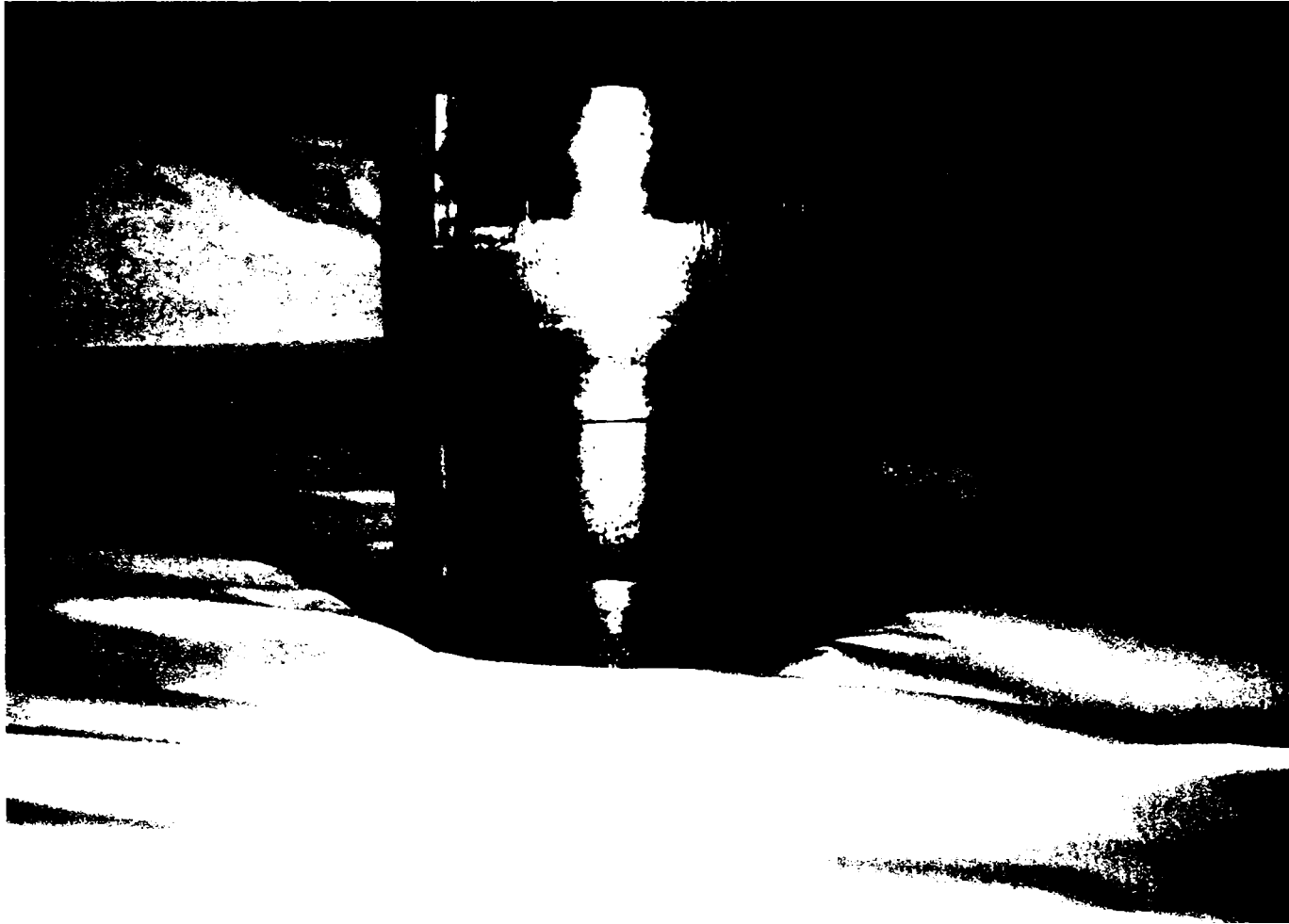


Fig.5.18 Dorn fisurat la incercari

Concluzii

1. Se confirma forma geometrica a dornului stabilita la cap. 4;
2. Relatia de calcul a fortei axiale, F_{ax} , se verifica folosind coeficientul de frecare din fig. 5.13;
3. Relatia de calcul pentru lungimea de calibrare, a dornului, este:

$$b = 2 \times 0,35 d^{0,6}$$

4. Dimensiunile dornului se calculeaza dupa relatiile stabilite la cap 4;
5. Uzura sculei, indiferent de materialul sculei, este in limite acceptabile, conform Fig. 5.17. Uzura dornului este influentata de duritatea dornului si de lungimea portiunii de calibrare a dornului. Duritatea mai mare si lungimea mai mare de calibrare, micsoreaza uzura dornului.
6. Sunt posibile aparitia defectelor sculei la autofretare, cum sunt gripajele dornului in semifabricat si fisurarea dornului. Eliminarea acestor defecte se poate face printr-o pregatire speciala a alezajului semifabricatului si un control defectoscopic al dornului.
7. Deformatiile remanente ale semifabricatului si gradul de autofretare al semifabricatului calculate se verifica cu cele experimentale, conf. Anexei 6.

SIMULAREA COMPORTARII SCULELOR LA AUTOFRETAREA MECANICA CU DORN, UTILIZAND METODE DE ANALIZA CU ELEMENT FINIT

6.1 GENERALITATI

S-a simulat autofretarea unei tevi care are urmatoorii parametri: diametrul exterior al tevi Φ 340 mm, diametrul alezajului tevi Φ 150 mm, limita de curgere $\sigma_c = 1020 \text{ N / mm}^2$, grosimea de autofretare a peretelui tevi 80%, modulul de elasticitate al materialului tevi $E = 2.1 \times 10^5 \text{ N / mm}^2$,

Conform programului intocmit scula are forma de dorn cu unghiul de atac de 2,5 grade, diametrul exterior al sculei Φ 152,6 mm, lungimea portiunii de calibrare 21 mm, diametru de ghidare al dornului Φ 150,5 mm.

Dornul este executat din otel aliat de scule marca 205 Cr 115 si are urmatoarele caracteristici mecanice:

- limita de curgere $\sigma_c = 2120 \text{ Mpa}$;
- modulul de elasticitate $E = 194000 \text{ N/mm}^2$.

Se urmareste analiza tensiunilor din scula dorn si a deformatiilor dornului in timpul procesului de autofretare, cu ajutorul elementului finit, cu ajutorul programelor ANSYS si VISUAL NASTRAN.

6.2 REALIZAREA MODELULUI GEOMETRIC AL DORNULUI

Modelul solid s-a realizat sub mediul Mechanical Desktop r3 conform specificatiei de prelucrare si in concordanta cu cerintele experimentale conform cu dimensiunile din desenul de mai jos.



Fig. 5.1 Dorn pentru autofretare
Reprezentare in 3D

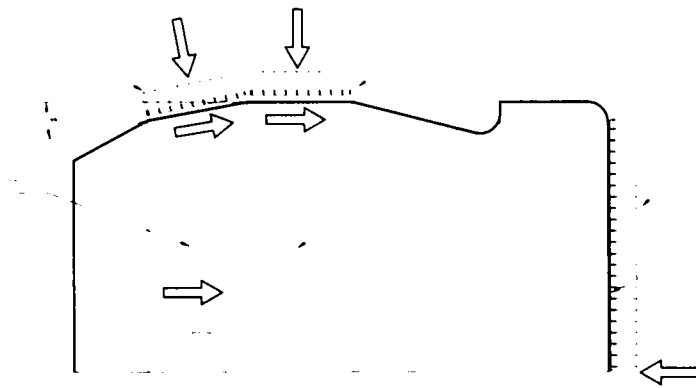


Fig.5.3 Incarcarea dornului

6.3.1 ANALIZA PRIN MEDIUL ANSYS DESIGN SPACE

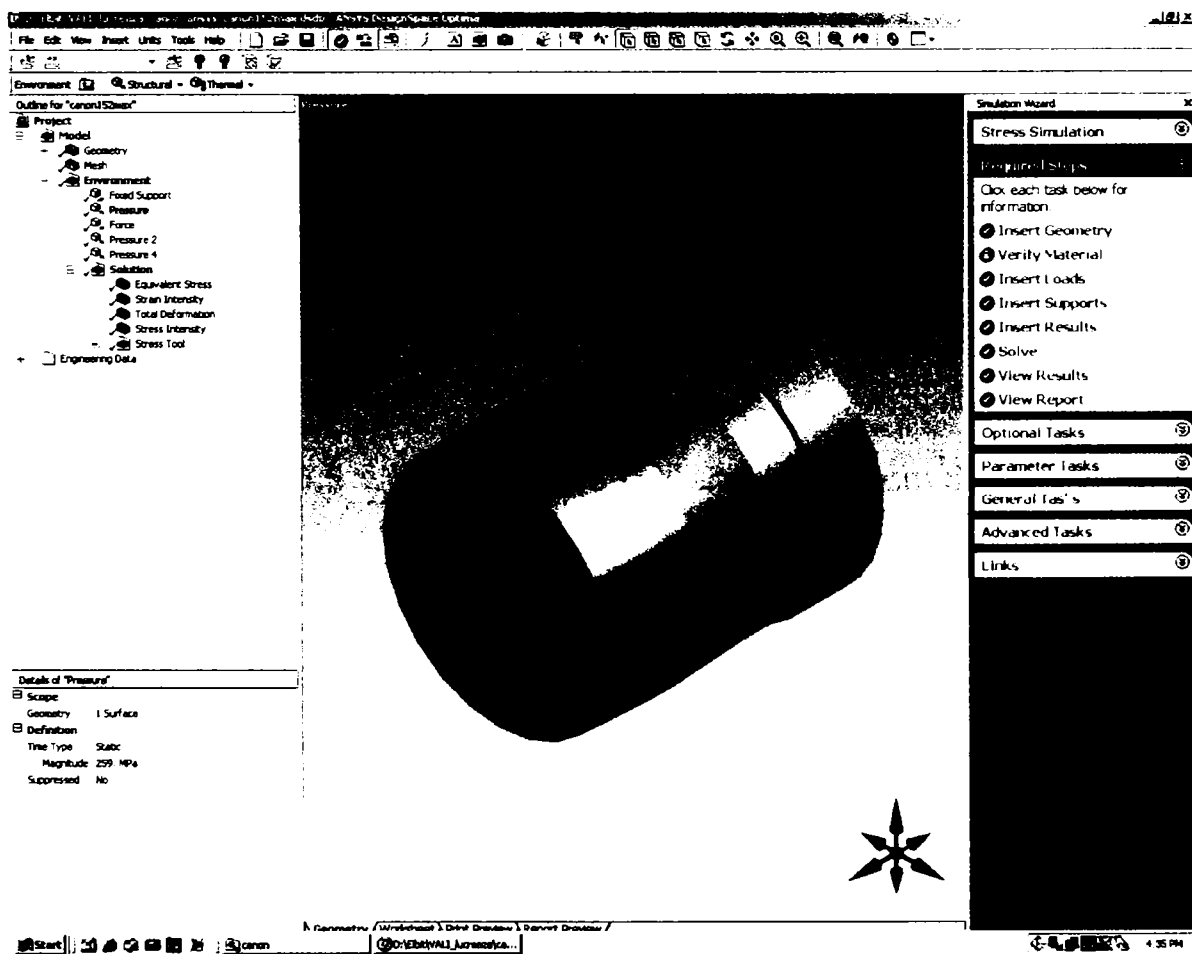


Fig.5.4

Mediul Ansys DS v7 permite realizarea analizei structurale pe modele solide complexe fiind necesari urmatoorii pasi :

- Realizarea geometriei fie sub mediul propriu dar mult mai comod prin importul acesteia sub un format neutru. S-a folosit modelul realizat sub mediul MDT3 convertit in format ACIS v1.6 (.sat),
- Alegerea materialului (otel structural): s-a utilizat un otel echivalent existent in biblioteca programului
- Incarcarea modelului :
 - S-a realizat conform schemei de mai jos considerand rezemarea cu frecare (Fixed Support) pe dornul de impingere



Fig.5.5 Reprezentarea sollicitarilor pe dorn programul ANSYS

Solicitarile care actioneaza asupra dornului:

- pe suprafata de reazem a dornului s-a considerat presiunea corespunzatoare fortei axiale, de impingere a sculei, de 259 Mpa (Pressure: 259 Mpa);
- pe conul de atac al dornului s-a considerat ca se atinge presiunea de autofretare de 750 Mpa, ceea ce corespunde unei autofretari totale (Pressure 4: 750 Mpa);
- pe portiunea cilindrica de calibrare a dornului, s-au considerat : presiunea exercitata de teava autofretata (Pressure 2: 610 Mpa) si forta de frecare, uniform distribuita (Force : 183264N).

Solutiile obtinute in urma rezolvarii sistemului sunt :

- tensiunile echivalente conform principiului v. Misses in reprezentare de contur spatia pe exteriorul dornului (figura de mai jos stanga) in reprezentare dinamica (tensiunile sunt aplicate alternant simetric). In dreapta este prezentata discretizarea implicit aleasa de sistem.

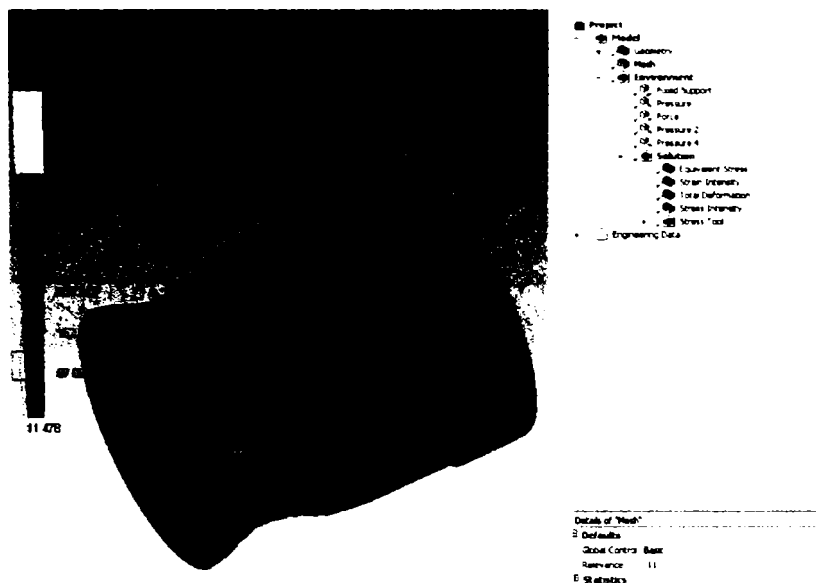


Fig.5.6
Tensiunile din dorn, pe exterior
in reprezentare spatia



fig.5.7
Discretizarea dornului

In figura de mai jos este prezentata distributia tensiunilor prin isolinii pe dorn(fig.5.8) si in drea ta(fi .5.9) in sectiune axiala.

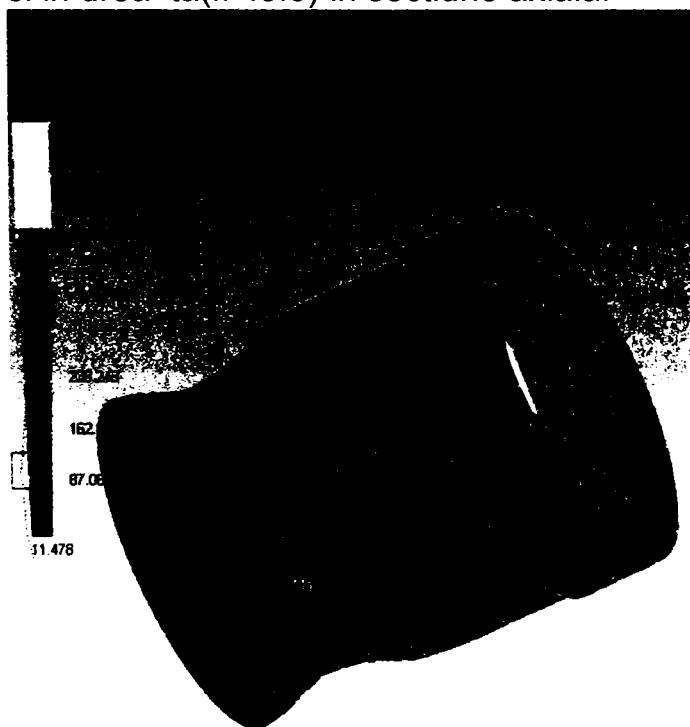


Fig. 5.8
Distributia tensiunilor
pe exteriorul dornului

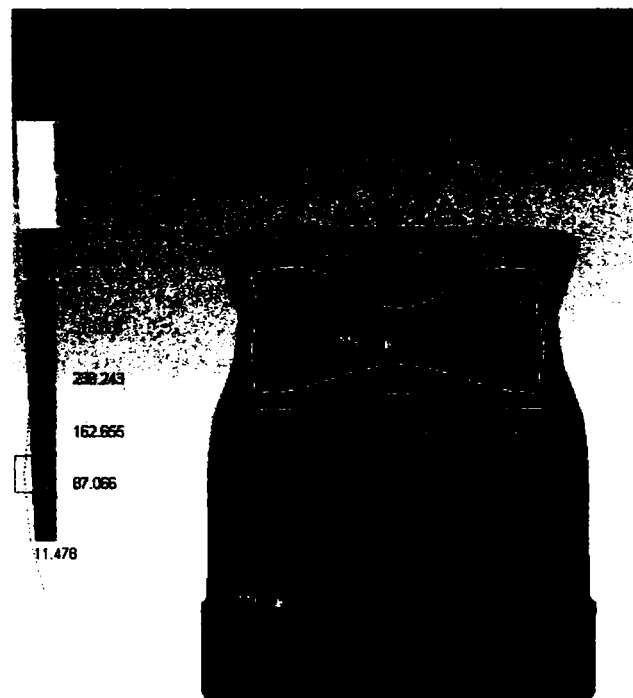


Fig. 5.9
Distributia tensiunilor
in sectiune axiala a dornului

In figurile de mai jos sunt prezenta in sectiune axiala distributa tensiunilor in stanga(fig.5.10) si a deformatiilor in dreapta(fig.5.11).

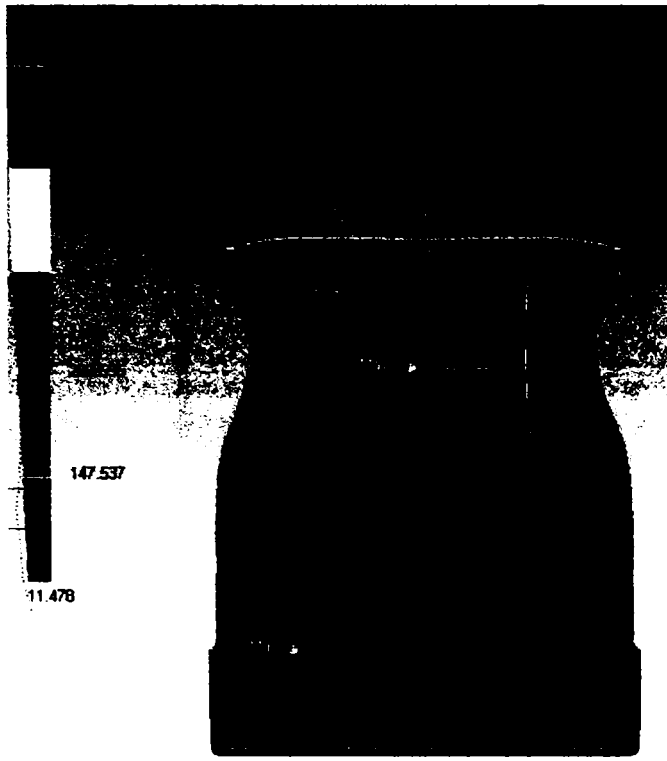


Fig.5.10
Distributia tensiunilor in dorn

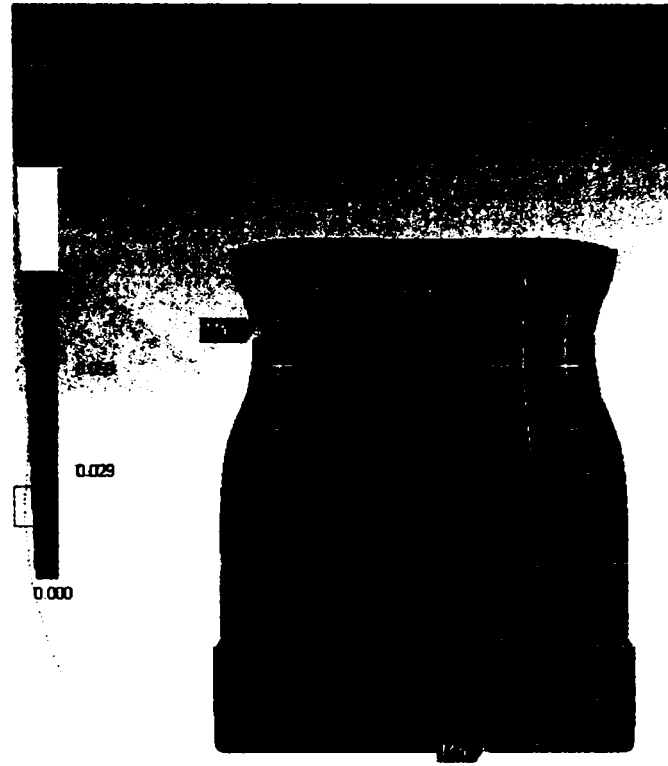


Fig.5.11
Distributia deformatiilor dornului

6.3.2 ANALIZA CU PROGRAMUL VISUAL NASTRAN

Mediul de programare si reprezentarea modelului solid al dornului importat I format neutru ACIS (.sat)

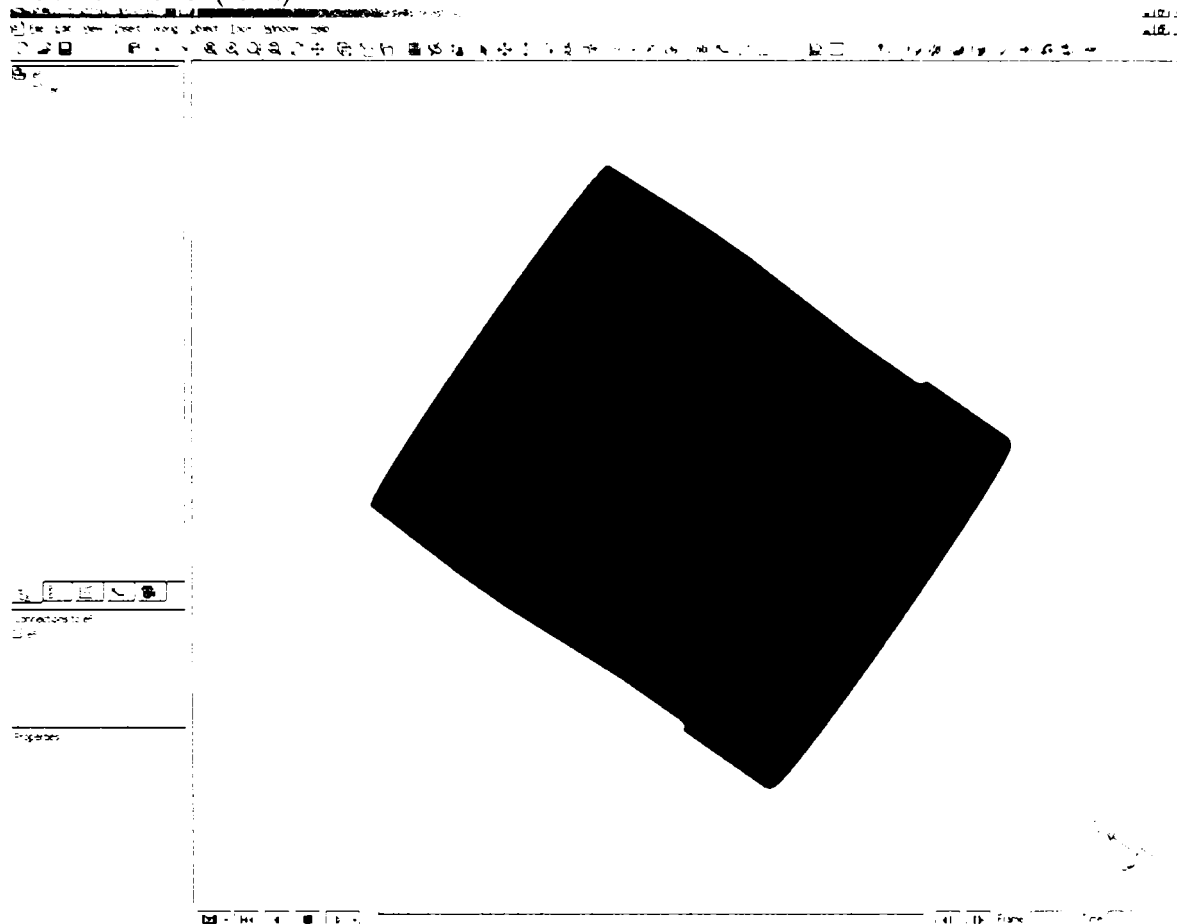


Fig.5.12 Modelul solid al dornului

Realizarea incarcarilor pe dorn: in stanga presiunea de autofretare pe conul de atac, in dreapta presiune exercitata de catre teava pentru o autofretare de 80%.

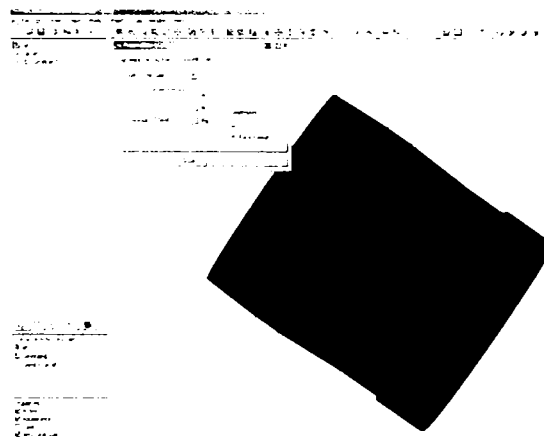


Fig.5.13

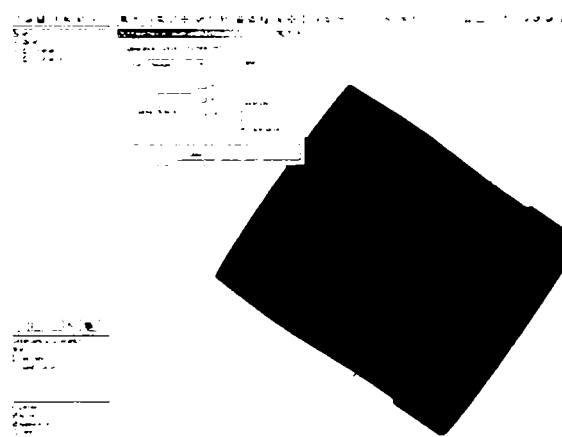


Fig.5.14

In stanga este reprezentata conditia de rezemare cu frecare pe dorn la impingere(fig.5.15), iar in dreapta aplicarea fortei de frecare distribuite pe cilindrul de calibrare a dornului (fig.5.16).

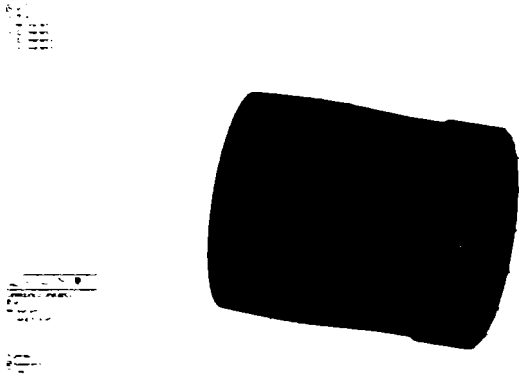


Fig.5.15

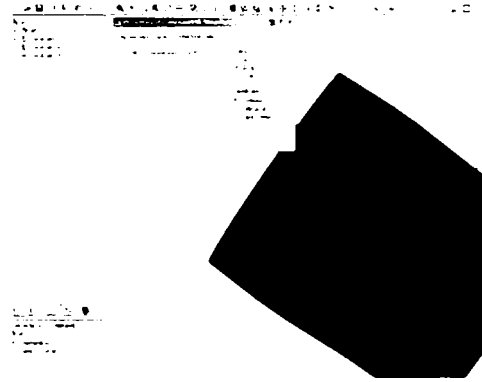


Fig.5.16

In stanga este prezentata presiunea rezultanta in urma fortei de impingere(fig.5.17), iar in dreapta modelul discretizat si conditiile de contur si de incarcare(fig.5.18).

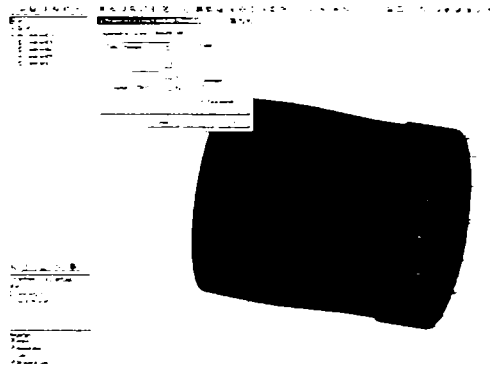


Fig.5.17

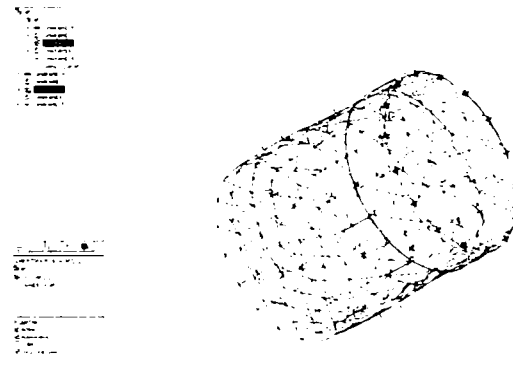


Fig.5.18

Rezultatele oferite de programul VISUAL NASTRAN sunt similare celor din mediul Ansys respectiv :

- starea de tensionare: in stanga vazuta dinspre conul de atac (fig.5.19), iar in dreapta dinspre dornul de impingere (fig.5.20).



Fig.5.19

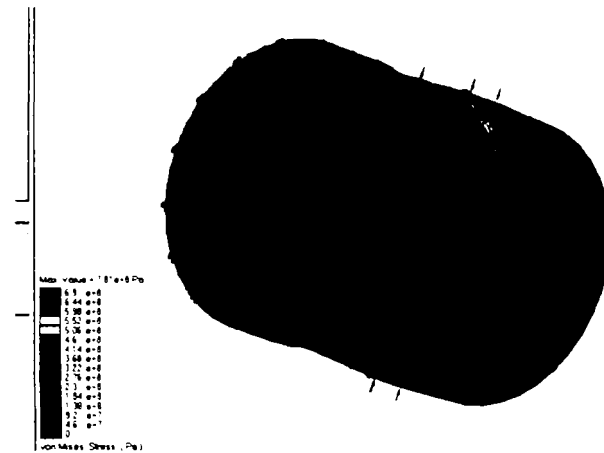


Fig.5.20

- starea de tensionare-deformare animata, pentru conditiile maxime de tensionare(Fig 5.21).

Deformations scaled by 57.5

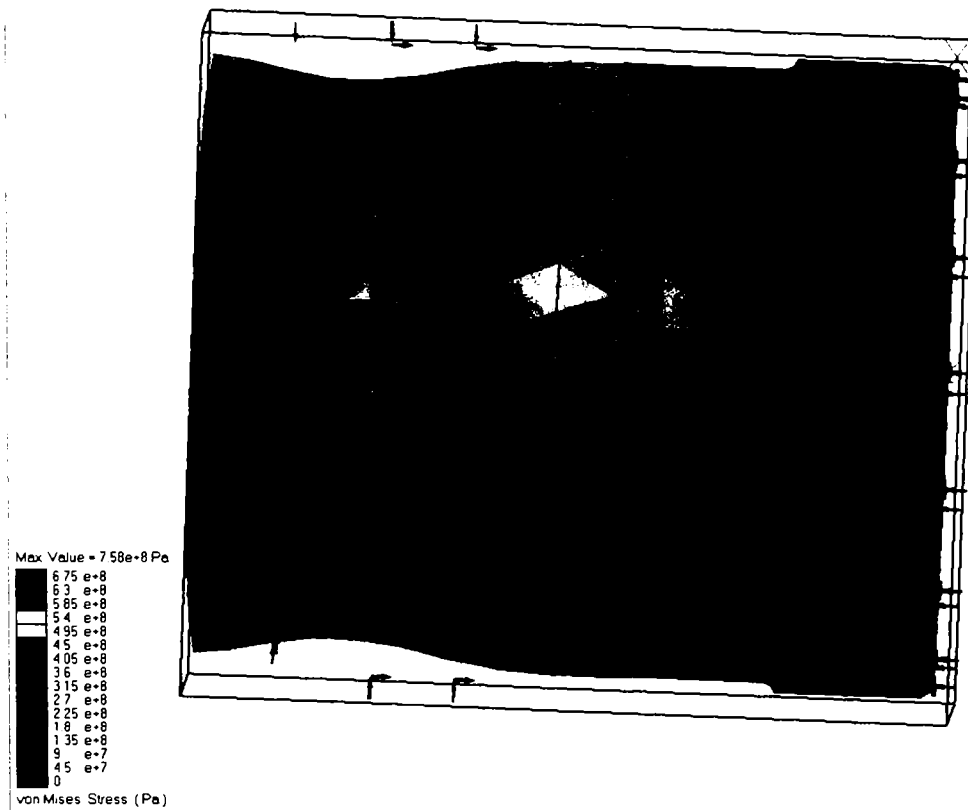
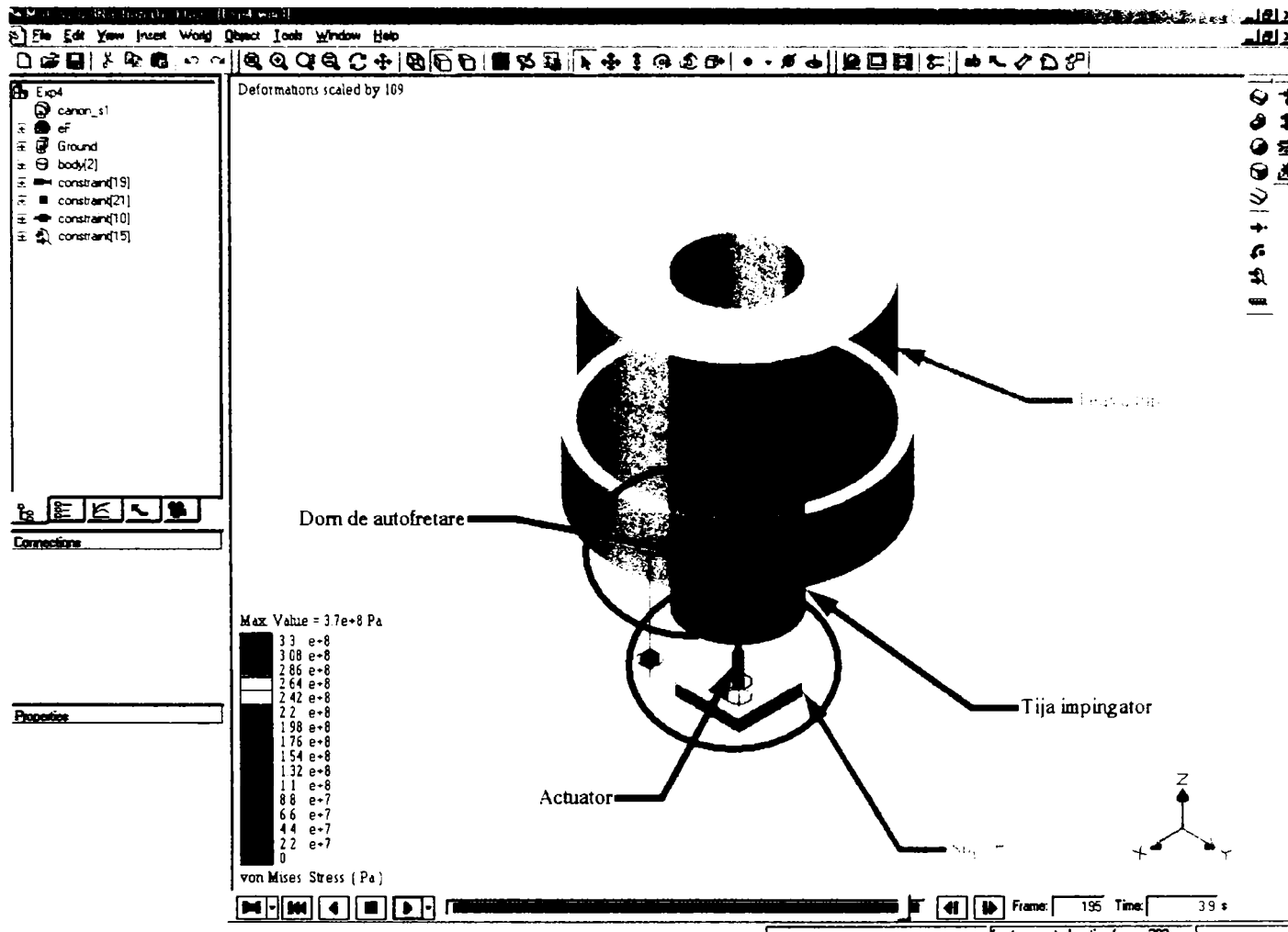


Fig.5.21

6.4 SIMULAREA DINAMICA A PROCESULUI DE AUTOFRETARE SUB MEDIUL VISUALNASTRAN

Mediul Visual NASTRAN v7 ofera posibilitatea realizarii si simularii ansamblurilor. Modelele componentelor ansamblului se importa pe rand sub format neutru(.sat) si se constrang pentru a realiza cinematica sistemului.



Componentele asa cum rezulta din gestionarul operatiilor sunt :

- Suportul (Ground) care reprezinta de fapt referinta in raport cu care se sunt fixate (ancorate) componentele imobile (teava si berbecul instalayiei de presare),

<ul style="list-style-type: none"> exp4 \bullet canon_s1 \bullet eF \bullet Ground \bullet body[2] \bullet constraint[19] \bullet constraint[21] \bullet constraint[10] \bullet constraint[15] 	<p>Connections to eF</p> <ul style="list-style-type: none"> \bullet eF \bullet body[2] \bullet constraint[21] \bullet constraint[15] \bullet Dorn de autofretare \bullet coord[18] on eF \bullet coord[13] on eF \bullet coord[22] on eF 	<p>Connections to FEA Result of eF</p> <ul style="list-style-type: none"> \bullet eF \bullet FEA Result of eF
---	--	---

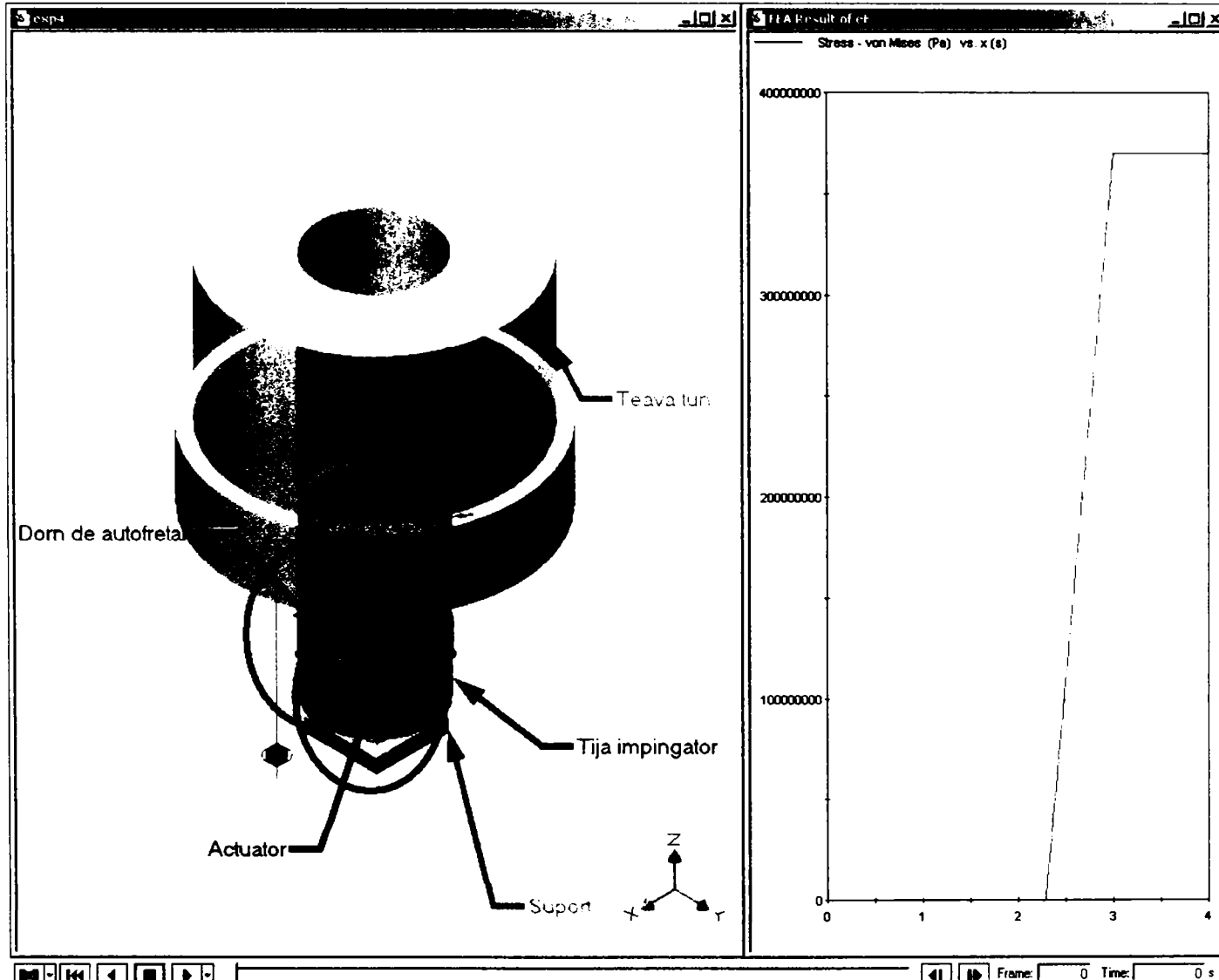
- Teava de autofretat (canon_s1) de asemenea ancorata in raport cu suportul,
- Dornul de autofretare (eF) definitat ca si corp FEA, constras ca piesa rezemata pe dornul de impingere,
- Dornul de impingere actionat de actuatorul liniar,

- Actuatorul (in acceptiunea visualNASTRAN acesta este un motor liniar capabil sa aplice o astfel de forta care sa mentina o cursa programata sau o viteza de presare respectiv o acceleratie programata)

Constrangerile [21], [10] si [15] realizeaza deplasarea ghidata a subansamblurilor mobile dupa axa Z si aplicarea sarcinii la contactul tevii cu dornul de autofretare.

Programul realizeaza calculul distributiei starii de tensiune-deformare pentru 200 de cadre succesive (frame) si este capabil sa realizeze un fisier multimedia (.avi) care sa vizualizeze filmul desfasurarii procesului de presare a dornului.

Optiunea de metrica (meters) realizeaza o diagrama de iesire sau intrare a parametrilor de presare, in cazul de fata variatia tensiunii echivalente din dorn dupa von Mises.



CONCLUZII

In urma analizarii dornului de autofretare, pentru cazul prezentat, cu cele doua programe, ANSYS si VISUAL NASTRAN, se desprind urmatoarele concluzii:

1. Tensiunile mecanice aplicate asupra conului de atac a dornului, la autofretarea tevii in conditiile considerate, sunt cuprinse intre 12,52 MPa si 740,86 MPa, mai mici spre varful conului si mai mari spre zona de racordare a conului de atac cu suprafata cilindrica a dornului;
2. Tensiunile mecanice induse in dorn la autofretarea unei tevi, in zona cilindrului de calibrare a dornului sunt cuprinse intre 11,48 Mpa si 691,77 MPa;
3. Tensiunile efective sunt mult mai mici decat cele admise, pentru materialul dornului, 205 Cr 115 (740,86 MPa << 2210 MPa admisibil);
4. Deformatia maxima a dornului este in zona racordarii conului de atac cu cilindrul de calibrare si are marimea de 0,15 mm.

COMPARAREA REZULTATELOR, CONCLUZII FINALE
CONTRIBUTII PROPRII, PERSPECTIVE

7.1 Compararea rezultatelor

Fora axiala, F_{ax} , se calculata dupa relatia (3.1), utilizand coeficientul de frecare determinat din fig. 7.1

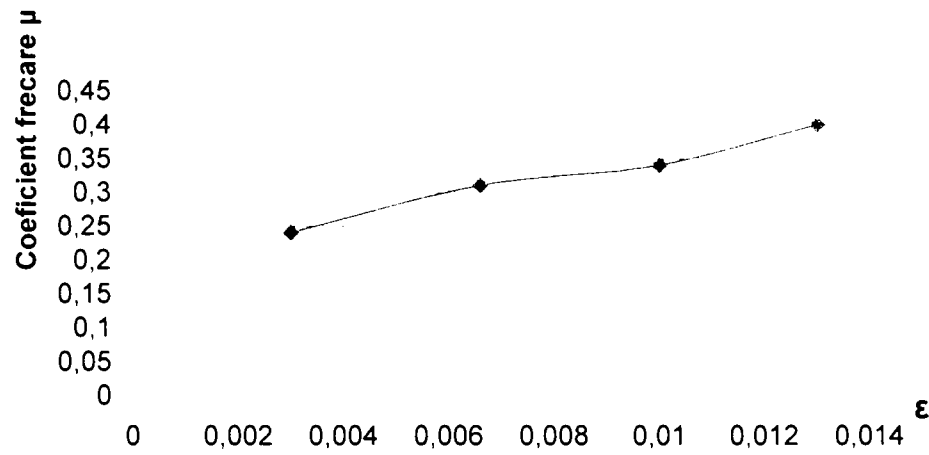


Fig.7.1. Variatia coeficientului de frecare functie de gradul de deformare ϵ

Fora axiala, la acelasi semiunghi de atac al dornului, creste proportional cu strangerea, conform fig.7.2.

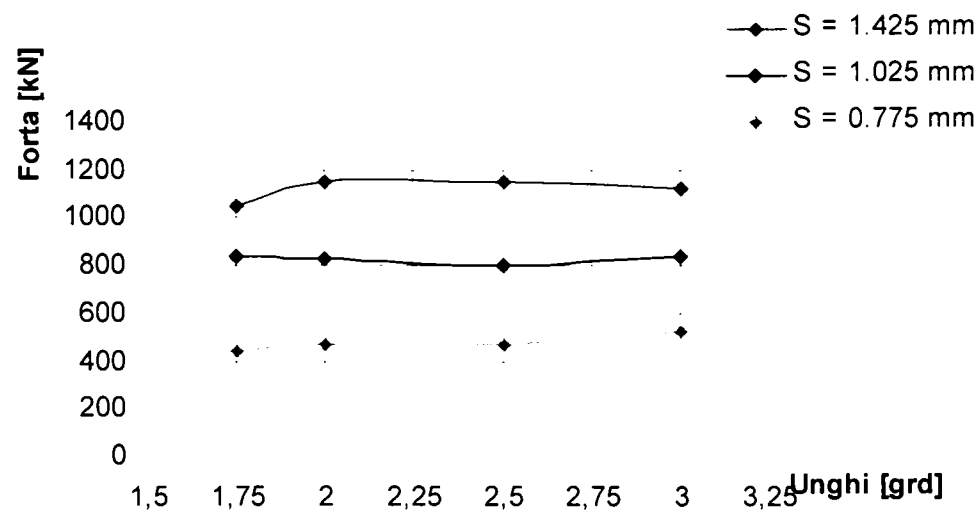


Fig.7.2 Reprezentarea fortei axiale functie de strangere la diverse unghiuri ale dornului

Forta axiala este influentata de semiunghiul de atac al dornului, conform figurii 7.3

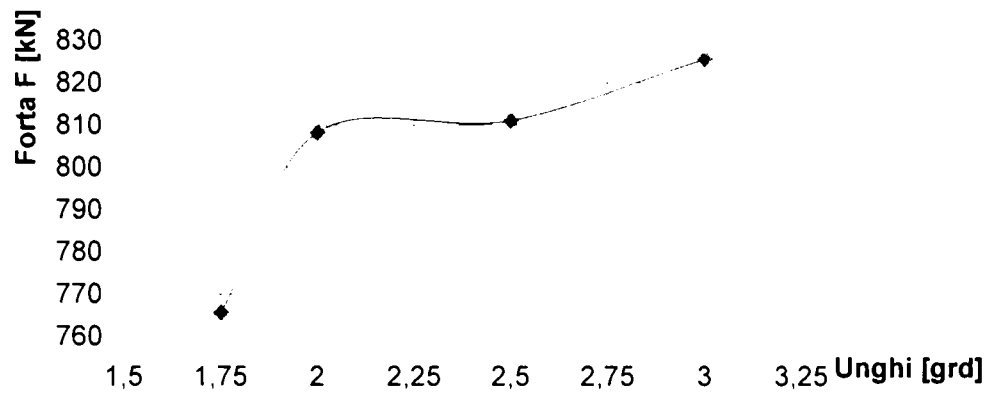


Fig. 7.3 Variatia fortei axiale functie de semiunghiul dornului

Deformatia radiala remanenta a semifabricatului pentru diverse strangeri, se produce la semiunghiuri diferite ale dornului(fig.7.4). Pentru strangeri pana la 1 mm deformatia maxima a semifabricatului este la semiunghiul de 2 grade iar la strangeri mai mari de 12...1,3 mm, deformatia maxima se produce la semiunghiul de 2,5 grade. Deformatia radiala calculata se verifica experimental.

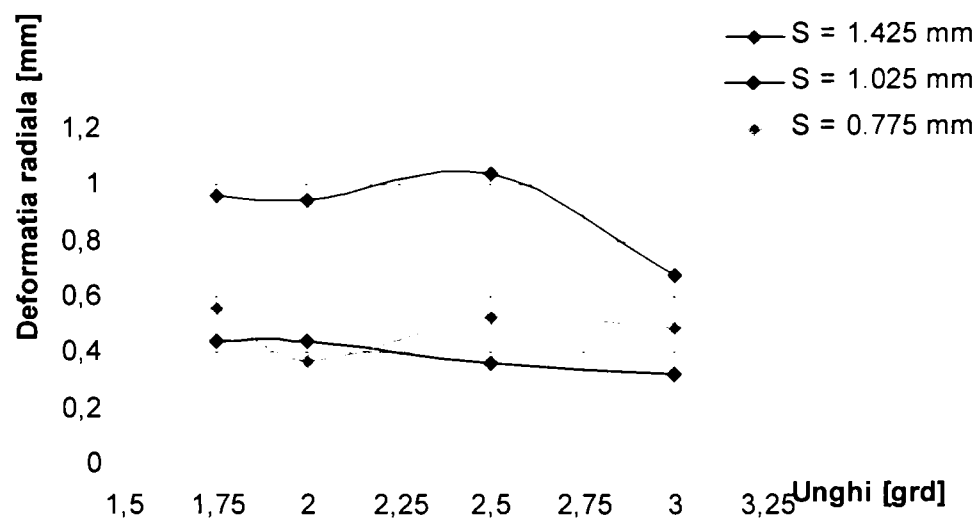


Fig.7.4 Variatia deformatiei radiale functie de unghiul dornului

Unghiul conului de atac, α , al dornului influenteaza uzura dornului(fig.7.6). Cea mai mare uzura a dornului este pentru semiunghiul de 2 grade. Semiunghiul conului de atac, α , influenteaza mult forta axiala F_{ax} .(fig.7.3)

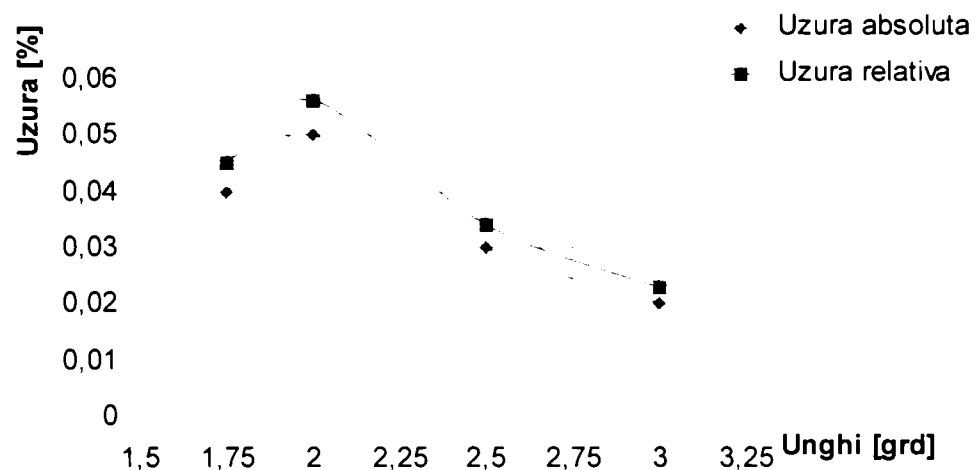


Fig. 7.6 Variatia uzurii dornului functie de unghiul dornului

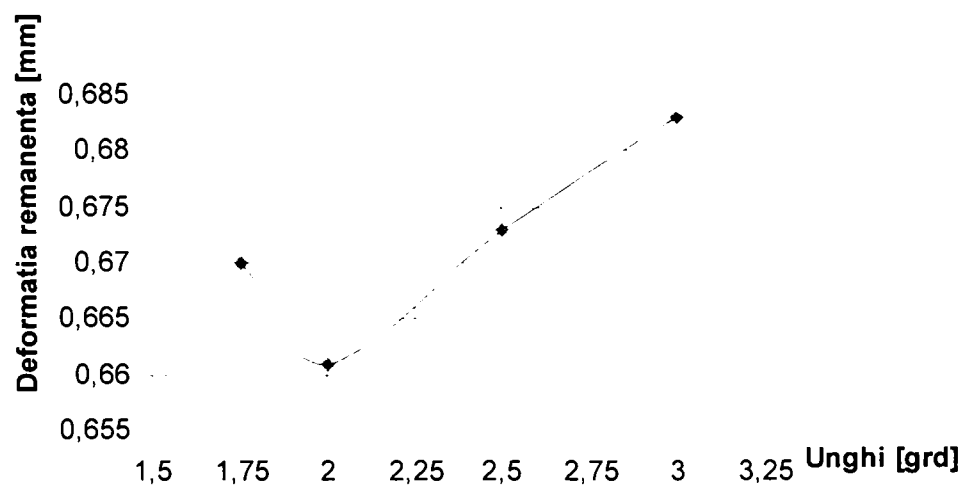


Fig. 7.7 Variatia deformatiei remanente in functie de unghiul dornului

Semiunghiul conului de atac al dornului se va alege 2,5 grade, valoare care asigura:

- o forta axiala acceptabila;
- o uzura a dornului mica;
- o deformatie radiala remanenta maxima

Lungimea de calibrare a dornului se calculeaza cu relatia, verificata experimental.

$$b = 2 \times 0,35 d^{0,6} \text{ [mm]} \quad (7.1)$$

- a) cresterea lungimii de calibrare mareste forta axiala F_{ax} ;
- b) cresterea lungimii de calibrare mareste deformatia remanenta a semifabricatului δ_r , conform experimentarilor de al capitolul 6;
- c) cresterea lungimii de calibrare micsoreaza uzura sculei, conform experimentarilor de la capitolul 6.

Uzura dornului este influentata de urmatoorii parametri:

- gradul de autofretare al semifabricatului;
- duritatea dornului;
- unghiul de atac al dornului;
- lungimea portiunii de calibrare a dornului

Tabelul 7.1 Uzura dornurilor la autofretarea tevilor de artilerie

Dornul	Lungimea autofretata [mm]	Uzura [mm]	Observatii
Dorn din Rp3	2780	0,02	
Dorn din 205 Cr 115	2540	0,04	Grad de autofretare diferit si presiune echivalenta mai mare

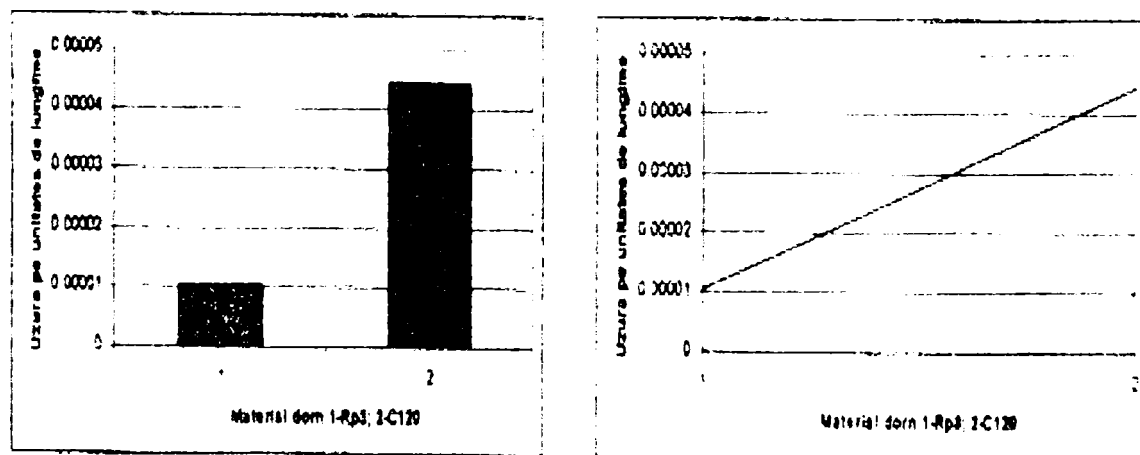


Fig. 7.8 Reprezentarea prin comparatia uzurii dornurilor

Materialul dornului determinat conform in capitolul 3, sunt otelul aliat de scule marca 205 Cr 115 si otelurile rapide Rp. Uzura dornurilor nu este influentata de materialul folosit, este influentata de duritatea materialului.

a) parametri care maresc uzura sculei:

-gradul de autofretare al semifabricatului;

b) parametri care scad uzura sculei:

- duritatea sculei;
- lungimea de calibrare;
- ungiul de atac al dornului.

7.2. Concluzii finale

1. Solutia tehnica de marire a capacitatii portante a unei tevi de artilerie este autofretarea, deoarece la aceiasi grosime a peretelui, teava admite presiunea interioara cea mai mare.
2. Procedeul tehnologic de autofretare cel mai avantajos este cel mecanic deoarece nu necesita presiuni hidraulice sau balistice mari, utilaje scumpe, etc.
3. Procedeul tehnologic de autofretare mecanica necesita scule de autofretare care sa reziste la tensiuni mecanice mari, uzura mica, sa deformeze cat mai mult alezajul semifabricatului fara sa produca gripaje sau fisuri in material, si un utilaj (presa) cu o cursa mare.
4. Procedeul mecanic are avantajul ca permite grade de autofretare diferite, pe sectiuni ale tevii, printr-o prelucrare corespunzatoare a alezajului interior .
5. Materialele din care se vor executa dornurile de autofretare, vor fi oteluri de scule tip 440 (A7 conform AISI) cu echivalentul romanesc 205 Cr 115 si oteluri rapide tip 623 (T15 conform AISI) cu echivalentul romanesc Rp1, tip 610 (T1 conform AISI) cu echivalentul romanesc Rp3, tip 653 (M4 conform AISI) cu echivalentul romanesc Rp4, tratate termic la o duritate maxima;
6. Forma geometrica a sculei de autofretare, optima, este de tip dorn care combina o suprafata conica, numita de atac, o suprafata cilindrica, numita de calibrare, o suprafata conica numita suprafata de degajare si o suprafata cilindrica pentru centrare, in piesa sau in dispozitiv .
7. Parametrii principali ai autofretarii cu scula tip dorn sunt: forta axiala de impingerenotata F_{ax} , deformatia radiala remanenta, notata δ_r , unghiul de atac α , uzura dornului, notat u .
Ca parametri secundari se definesc: unghiul de degajare β si viteza de avans a sculei. Pentru micșorarea fortei axiale si marirea deformatiei remanente, semifabricatele supuse autofretarii vor fi incalzite la 70 °C.
8. Forta axiala se calculeaza cu relatia (3.1) si este influentata direct proportional de unghiul de atac al sculei. Pentru micșorarea fortei axiale si marirea deformatiei remanente, semifabricatele supuse autofretarii vor fi incalzite la 70 °C.
9. Semiunghiul de atac optim al sculei este $2^{\circ}30'$;
Unghiul de degajare β va avea valoarea, detrimnata experimental:
$$\beta = \alpha + 1^{\circ} \text{ [grade]}$$
10. Dimensiunile sculei tip dorn se determina astfel
-diametru de deformare al dornului rezulta prin calculul de dimensionare a tevii.
 $D = D_{calculat} + deformatiaelastica + uzura \text{ [mm]}$

-lungimea de calibrare b , se calculata cu relatia:

$$b = 2 \times 0,35 d^{0,6} \quad [\text{mm}]$$

-diametrul de ghidare a dornului in semifabricat, se alege constructiv astfel incat sa formeze un ajustaj de alunecare cu tolerante ISO de tipul f8;

- unghiul de degajare β va avea valoarea:

$$\beta = \alpha + 1^\circ$$

-lungimea totala a dornului, L , se va lua egala cu diametrul alezajului;

- lungimea portiunii de ghidare a sculei in semifabricat , determinata experimental este $0,2 \dots 0,25 \times$ diametru alezaj;

- lungimea conului de atac, determinat experimental este $0,40 \dots 0,45 \times$ diametru alezajului;

-lungimea conului de degajare, rezulta constructiv;

-raza de racordare- se alege constructiv.

11. In vederea evitarii gripajului sculei, semifabricatul obligatoriu va fi fosfatat cu fosfat de zinc cu grosimea de $10 \dots 15 \mu\text{m}$ si uns cu vaselina Rul 100 cu adaos de 10% ulei silionic cu vascozitatea de 100.000 cSt si 1% grafit coloidal.

7.3.Contributii proprii

Pornind de la obiectivele cercetarii stabilite la capitolul 1 din aceasta lucrare, contributiile personale aduse la solutionarea temei pot fi sintetizate astfel:

s-a definit forma geometrica a dornului de autofretare tevi de artilerie;

s-a studiat variatia unghiului conului de atac in functie de diversi parametri;

s-a determinat unghiul optim al conului de atac al dornului de autofretare;

s-a studiat variatia fortei axiale de impingere a dornului pentru diversi parametri;

s-a determinat lungimea de calibrare optima a dornului;

s-au determinat parametrii tehnologici de autofretare mecanica cu dorn;

s-a studiat uzura dornului, in procesul de autofretare;

s-au selectat materialele optime fabricatiei de dornuri pentru autofretarea tevilor de artilerie;

s-a intocmit tehnologia de prelucrare si tratament termic pentru dornuri de autofretare;

s-a facut simularea procesului de autofretare cu dornuri cu ajutorul programelor de analiza cu element finit utilizand programul ANSYS pentru autofretarea unei tevi calibru 155 mm;

s-a intocmit un program in EXCEL pentru calculul dimensiunilor dornului, deformatiile dornului, tensiuni la autofretare in dorn si verificarea barei de impingere la flambaj;

s-au fabricat dornuri si s-au autofretat doua tevi de calibre diferite;

Datele si procedurile din cercetarile teoretice si experimentale realizate au corespuns asteptarilor si au permis definirea procesului tehnologic optimizat de autofretare a tevilor de artilerie care reprezinta patrimoniul de know-how al producatorului si care este protejat. Autorul a facut cercetari in privinta sculelor de autofretare sub indrumarea Prof. Dr. Ing. Tudor Iclanzan in perioada 1996-2000.

7.4 Perspective

Autorul considera ca in viitor, in tara, se va trece la fabricatia tevilor de artilerie autofretate, de calibru 75...155mm .

Autofretarea tevilor conduce la cresterea caracteristicilor macanice ale materialului utilizat , teava avand durabilitate mai mare la presiuni de serviciu mai mari.

In momentul de fata in lume se fabrica tevi autofretate calibru 90, 105 , 120 , 155 mm.

Asimilarea in fabricatie a unui tun 155 mm, nu este posibil fara autofretarea tevii si deci si fabricatia de dornuri .

Autofretarea este posibila si pentru alte tuburi cu pereti grosi, cum sunt cilindri hidraulici.

BIBLIOGRAFIE

1. ADRIAN M., BADEA S. Bazele proceselor de deformare plastica. Editura Tehnica Bucuresti, 1983.
2. BAIEV I.V. Teoria si calculul gurilor de foc de artilerie. Editura Ministerului Apararii al URSS, 1980.
3. BUZDUGAN GH. Rezistenta materialelor. Editura Tehnica, Bucuresti, 1974.
4. CAZIMIROVICI E. Teoria deformarii plastice. Editura D.P. Bucuresti 1981.
5. CARTIS I. GHE. Tratamente termochimice. Editura Facla, Timisoara, 1988.
6. CARTIS, Ioan Gh. Tratamente termice, Tehnologie si utilaj, Editura Facla, Timisoara 1985;
7. CARTIS, IOAN GH., UDRESCU LIVIUS -Tratamente termice, Indrumator pentru lucrari de laborator, Lit IPT Timisoara, 1989;
8. CIORBA I. Autofretarea tevilor de artilerie. Teza de doctorat
9. CIOLCOV D. Rezistenta si fiabilitatea la sollicitari variabile Ed. Facla, Timisoara, 1975
10. CIOLCOV D. Mecanica ruperii materialelor Ed. Acad. Romane
11. COLOMBIER, LOUIS, Acier a outils et leur traitement thermique, PYC Edition, Paris 1971;
12. CONSTANTINESCU V.N. s.a. Lagare cu alunecare. Editura Tehnica, Bucuresti 1980.
13. DEUTSCH I. Rezistenta materialelor. Editura D.P. Bucuresti, 1979.
14. DRAGAN I. Tehnologia deformatiilor plastice. Editura D.P. Bucuresti, 1982.
15. DULAMITA T., GHERGHESCU I. Oteluri de scule. Proprietati, tratamente termice, utilizari. Editura Tehnica, Bucuresti, 1990.
16. Dulamita T. s.a. Tehnologia tratamentelor termice Editura D.P. Bucuresti, 1982.
17. DULAMITA, Titi, GHERGHESCU, Ioana- Oteluri de scule, Proprietati, tratamente termice, Ed. Tehnica , Bucuresti 1990;
18. DUMITRU I., FAUR N. Rezistenta materialelor (Bazele teoretice in oboseala materialelor, mecanica ruperii, materiale composite si metode numerice). Curs U.P. Timisoara, 1997.
19. DUMITRU I. N. NEGUT Elemente de elasticitate, plasticitate si rezistenta materialelor Editura Politehnica Timisoara 2003.
20. FRUNZA G. Cercetari privind influenta tensiunilor initiale asupra oboselii de contact cu rostogolire. Teza de doctorat, Suceava, 1996.
21. GHIZDAVU V., BALOGH P. Contributii la imbunatatirea durabilitatii tevilor de tun prin autofretare dinamica. Intaia sesiune de comunicari stiintifice a Academiei Trupelor de Uscat, Sibiu, 1996.

22. GOLUMBA M., MEHEDINTEANU M., Tehnologia materialelor. Editura D.P. SPOREA I. Bucuresti 1983.
23. GHIZDAVU V. Procedee neconventionale de prelucrare a suprafetelor. Editura Academiei Militare, Bucuresti, 1981.
24. PROTOPOPESCU H. Metalografie si tratamente termice. Editura D. P. Bucuresti, 1983.
25. HERTZBERG R. Deformation and facture of Engineering Materials 1983
26. HORBANCIUC D., BARSANESCU P.D. AMARIEI N., GOANTA V. Contributii teoretice si experimentale la determinarea si studiul tensiunilor remanente Constructia de masini nr.10, Oct. 1994, pag. 11-15.
27. HORBANCIUC D., BARSANESCU P.D. AMARIEI N. Contributii teoretice si experimentale la Conferinta "Traian Vuia" Timisoara, Oct. 1990.
28. ISIDORI C. Curs de proiectarea gurilor de foc. Istitutul de documentare tehnica, Bucuresti, 1956.
29. ILIESCU C. Tehnologia stantarii si matritarii la rece. Editura D. P. Bucuresti, 1977.
30. C. ILIESCU S.A. Tehnologia debitarii, decuparii si perforarii de precizie. Editura tehnica 1980.
31. LAZARESCU I., STETIN C.E. Tolerante, ajustaje, calcul cu tolerante, calibre. Editura Tehnica Bucuresti, 1986.
32. LARMAN K.E. Proiectarea si fabricarea armamentului de artilerie. Institutul de documentare tehnica, Bucuresti, 1949.
33. LASCU SIMION N., TEODORESCU M. Tendinte in dezvoltarea otelurilor pentru deformare la rece. TCMMI 1987 pag. 168-174.
34. MOCANU D.R. Analiza experimentală a tensiunilor. Editura Tehnica Bucuresti, 1977.
35. MORARU FL. Manual de balistica exterioara. Editura Militara, Bucuresti, 1976.
36. NANU A. Tehnologia materialelor. Editura D.P. Bucuresti, 1983.
37. NADASAN ST. Incercari si analize de metale. Editura Tehnica Bucuresti, 1965.
38. NASTASESCU V. Metoda elementelor finite. Editura Academiei Tehnice Militare Bucuresti, 1995.
39. NICHICI A., CICALA E., MEE R. Prelucrarea datelor experimentale. Curs si aplicatii. U.P. Timisoara 1996
40. OLZAK W. Teoria plasticitatii. Editura Tehnica Bucuresti, 1970.
41. OPREA G., STEFAN S. Metode numerice in rezistenta materialelor. Editura Academiei Tehnice Militare Bucuresti, 1986.
42. ORLOV B. V. Constructia si proiectarea tevilor gurilor de foc de artilerie, Moscova 1976.
43. PALFALVI A. s.a. Tehnologia materialelor. Editura D.P. Bucuresti 1985.
44. PANA T. Mecanica ruperii materialelor, Bucuresti 1992.
45. PARTON V.Z., MOROZOV E.M. Elastic-plastic facture mechanics. MIR Publishers Moscova 1978.

46. PAVELESCU D. MUSAT M. TUDOR A. Tribologie. Editura D.P. Bucuresti, 1977.
47. PALAGHIAN L., BARSAN G.I. Solicitari mecanice ale otelurilor in medii corosive. Editura Tehnica, Bucuresti, 1999.
48. PISARENKO G. Rezistenta materialelor. Editura Lumina Chisinau 1993.
49. PLUVINANGE G. Mecanique elastoplastique de la repere. Editura Eyrolles Paris 1989.
50. PONOMAREV S.D. s.a. Calculul de rezistenta in constructia de masini. Editura Tehnica Bucuresti, 1960.
51. POPA GHE. Constructia si exploatarea gurilor de foc de artilerie. Academia Militara 1974.
52. POPESCU GHE. Proiectarea materialului de artilerie. Proiectarea tevilor si inchizatoarelor. Editura Academiei Militare, Bucuresti 1971.
53. POPESCU N., GHEORGHE C. POPESCU O. Tratamente termice neconventionale. Editura Tehnica, Bucuresti 1990.
54. POPESCU V., DRAGAN I. ALEXANDRU T. Tehnologia forjarii. Editura tehnica, Bucuresti, 1980.
55. PRIDVORNIC M. Tehnica deformarii. Noi aplicatii cu precizie sporita. IDPP 78 (1989).
56. RANEA C. Inginerie Mecanica. Teorie si aplicatii. Editura Tehnica Bucuresti, 2002.
57. RADULESCU O., POPOVICI M.M. Proiectarea optima a organelor de masini. Editura Tehnica, Bucuresti, 2003.
58. ROSINGER S. Procese si scule de presare la rece. Editura Facla Timisoara, 1987.
59. RISINGER ST. ICLANZAN T. Tehnologia presarii la rece. I.P.T.V. Timisoara, 1990.
60. ROTARESCU M.I. Contributii la studiul comportarii plastice a unor oteluri supuse deformarii volumice rotative la rece. Teza de doctorat, Sibiu 1995.
61. ROBERTS, GEORGE A., CARY, ROBERT A. Tool Steels, American Society for Metals, Ohio 1990;
62. SCHIWINNING W. Constructia si materialul tevilor pentru gurile de foc de artilerie. Institutul de documentare tehnica Bucuresti, 1955.
63. STANIUKOVICI K.P. Fizica exploziei, Moscova 1975.
64. SERBAN V. Aplicarea unui program original de elemente finite la studiul tensiunilor remanente rezultand din fretajul la rece. Simposionul: Analiza experimentală a tensiunilor in industria constructoare de masini, Resita , mai 1988.
65. STEFANESCU D. Transfer de caldura si masa. Editura D.P. Bucuresti 1983.
66. SCHUMAN, HERMANN Metallographie, Deutscher Verlag fuer Grundstoffindustrie 1990.

67. TEODORESCU M.,
CIOCARDIA C., S.A. Prelucrari prin deformare plastica la rece, vol. I, II.
Editura Tehnica, Bucuresti, 1988.
68. TEODORESCU P.P., ILLE V. Teoria elasticitatii si introducere in mecanica
solidelor deformabile, vol. I, II.
Elemente de proiectare a stantelor si matritelor.
Ed. Didactica si pedagogica, Bucuresti 1983.
69. M. TEODORESCU S.A.
70. TITICA V. Balistica interioara a gurilor de foc. Vol. I si II.
Academia Tehnica Militara, Bucuresti, 1993.
Editura Dacia Cluj-Napoca 1980.
71. TRIPA P., FAUR N. metode teoretice si experimentale, pentru
determinarea starii de tensiune si deformatie.
Litografia U.T. Timisoara 1994.
72. TRIPSA I., S.A. Retopirea si rafinarea otelurilor.
Editura Tehnica, Bucuresti, 1980.
73. TUDOR A. Contactul real al suprafetelor de frecare.
Editura Academiei Romane, Bucuresti 1990.
74. URSACHE M., CHIRICA D. proprietatile metalelor.
Editura D.P. Bucuresti, 1982.
75. VERMESAN G. Tratamente termice, indrumator. Editura Dacia,
Cluj-Napoca, 1987.
76. VOINEA R.P. S.A. Introducere in mecanica solidelor cu aplicatii in
inginerie.
Editura Academiei Romane, Bucuresti 1989.
77. ZGURA GHE., CIOCARDIA C. Prelucrarea metalelor prin deformare la rece.
Editura Tehnica, Bucuresti, 1977.
78. ZGURA GHE., TEODORESCU P.P. Tehnologia presarii la rece.
Editura D.P. Bucuresti 1980.
79. *** Caiet de sarcini pentru tunul A.T. cal.100
mm. Md. 1977.
80. *** Caiet de sarcini pentru tunul cal. 130 mm,
Md.1982.
59. *** Caiet de sarcini pentru tunul cu teva lisa, col.125
mm, montat pe T.R. 125
81. *** Caiet de sarcini pentru semifabricate forjate pe
dorn, din otel mediu aliat, destinate fabricatiei de
tevi pentru productia speciala, 1987.
82. *** Manualul inginerului mecanic, vol. II
Editura Tehnica, 1974.
83. *** GOST 5192-1967 . Caracteristicile mecanice ale
otelurilor pentru tevi de artilerie.
84. *** GOST 4543-1971. Oteluri aliate pentru
constructii, marci si conditii tehnice.
85. *** Semifabricate forjate rotund din otel OHN3 MFA
0-85.
86. *** CS1-1985. Semifabricate forjate rotund din otel
42VmoCrNi32X.
87. *** Sinteza privind noutati si tendinte in domeniul
constructiei de armament.
Editura Academiei Militare, 1972.
88. *** Cercetari privind procesul de autofretare al tevilor
de artilerie. Contract 304/ 1997.

89. *** Manualul inginerului metalurg. Vol. I si II.
Editura Tehnica, Bucuresti, 1978.
90. *** Tool steel facts. Cold work tool steel
91. *** Cercetare pentru determinarea principalilor
parametri de autofretare a tevilor de artilerie pe
esantioane reduse. Contract 1622/1997
92. *** Cercetari privind procesul de autofretare a tevilor
de artilerie. Contract 398/ 1998
93. *** Cercetari metalografice si sclerometrice pe scule
speciale confectionate din oteluri aliate.
Contract 709/2001.

Lucrari personale publicate in domeniu:

- 1.Iclanzan T., Seiculescu V., Latcu P. Stress simulation in the pin-tool used in the autofrettage process of barrels working at high pressure, with finite element analyses-COSME 04 Computing and Solutions in Manufacturing Engineering Conference, 16-18 september 2004, Brasov Romania.
- 2.Latcu P. Studiul proceselor de autofretare a tevilor de artilerie si a echipamentului aferent.
Referat nr.1, Teza de doctorat. Aprilie 2000.
Catedra T.C.M. Timisoara.
- 3.Latcu P. Cercetari asupra simularii proceselor de autofretare. Experimente preliminare.
Referat nr.2. Teza de doctorat. Octombrie 2001.
Catedra T.C.M. Timisoara.
- 4.Latcu P. Cercetarea procesului de autofretare a tevilor de artilerie si comportarea dornului in proces.
Referat nr.3. Teza de doctorat. Iunie 2002.
Catedra T.C.M. Timisoara .

Anexa 1

Tabel 4.13

Prob a 1-1	Presă:RM		Material:OHN-085		$d_{if}=84,59\text{mm}$		$g=30,1\text{mm}$					
	Sculă:bilă $d_s=84,98\text{mm}$		D=199,90mm $d_{ii}=84,50\text{mm}$ $s=0,24\text{mm}$		$\delta_e=0,195\text{mm}$ HB=340mm		G=30,11mm $h_b=0,01\text{mm}$					
F [kN]	0	10	20	30	40	50	60	70	80	90	100	110
	120	130	140	150	160	170	175	170	160			
H [mm]	0	0,25	0,25	0,6	0,8	1	1,15	1,5	1,75	2	2,5	3,5
	4,75	8,5	10,5	12	13	15,5	22	25	30			
δ [mm]	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0,004	0,005
	0,01	0,015	0,03	0,04	0,045	0,055	0,07	0,065	0,05			
t [s]	0	4	10	15	20	24	29	36	40	45	50	56
	63	68	73	79	84	88	91	94	96			
v [mm/s]	0	0,062	0,05	0,04	0,04	0,042	0,04	0,042	0,043	0,044	0,05	0,062
	0,075	0,125	0,143	0,152	0,154	0,176	0,242	0,256	0,312			

Tabel 4.14

Prob a 1-2	Presă:RM		Material:OHN-085		$d_{if}=84,60\text{mm}$		$g=30,14\text{mm}$					
	Sculă:bilă $d_s=84,98\text{mm}$		D=199,85mm $d_{ii}=84,50\text{mm}$ $s=0,24\text{mm}$		$\delta_e=0,19\text{mm}$ HB=340mm		G=30,17mm $h_b=0,03\text{mm}$					
F [kN]	0	10	20	30	40	50	60	70	80	90		
	100	110	120	130	140	150	160	170	170	160		
H [mm]	0	0,1	0,2	0,5	0,6	0,75	0,9	1,1	1,5	2		
	2,75	3,5	4,75	6,5	8,75	10,5	12	13,5	15,5	23		
δ [mm]	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0		
	0,0025	0,005	0,01	0,015	0,02	0,03	0,04	0,05	0,065	0,06		
t [s]	0	3	9	12	18	23	28	33	38	44		
	47	53	57	62	67	72	77	81	86	90		
v [mm/s]	0	0,033	0,022	0,042	0,033	0,032	0,032	0,033	0,039	0,045		
	0,058	0,066	0,083	0,105	0,131	0,146	0,156	0,166	0,180	0,255		

Tabel 4.15

Prob a 1-3	Presa:RM		Material:OHN-085		$d_{if} = 84,61\text{mm}$		$g = 29,97\text{mm}$			
	Scula: bilă $d_s = 84,98\text{mm}$		D = 199,94mm $d_{ii} = 84,53\text{mm}$ $s = 0,225\text{mm}$		$\delta_e = 0,185\text{mm}$ HB = 340mm		G = 30,01mm $h_b = 0,04\text{mm}$			
F [kN]	0	10	20	30	40	50	60	70	80	90
	100	110	120	130	140	150	160	170	176	170
H [mm]	0	0,25	0,25	0,5	0,75	1	1,25	1,5	1,75	2,25
	3	3,75	5	7	9	11	12,5	14,5	19	23
δ [mm]	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
	0	0,005	0,01	0,015	0,02	0,03	0,04	0,05	0,06	0,055
t [s]	0	5	11	16	21	26	30	36	41	46
	52	57	63	69	74	79	83	89	92	95
v [mm/ s]	0	0,05	0,022	0,031	0,035	0,038	0,041	0,042	0,043	0,049
	0,057	0,065	0,079	0,101	0,121	0,139	0,150	0,163	0,206	0,242

Tabel 4.16

Proba 1-4	Presa:RM		Material:OHN-085		$d_{if} = 84,59\text{mm}$		$g = 29,9\text{mm}$			
	Scula: bilă $d_s = 84,98\text{mm}$		D = 199,94mm $d_{ii} = 84,50\text{mm}$ $s = 0,24\text{mm}$		$\delta_e = 0,195\text{mm}$ HB = 321mm T = 70 °C		G = 29,91mm $h_b = 0,01\text{mm}$			
F [kN]	0	25	50	75	100	125	120	110		
H [mm]	0	1	2	3,5	10	15	25	28		
δ [mm]	0	0	0	0	0,01	0,02	0,03	0,02		
t [s]	0	4	9	14	22	27	35	39		
v [mm/s]	0	0,250	0,222	0,250	0,454	0,555	0,714	0,718		

Tabel 4.17

Proba 1-5	Presa:RM		Material:OHN-085		$d_{if} = 84,60\text{mm}$		$g = 29,9\text{mm}$			
	Scula: bilă $d_s = 84,98\text{mm}$		$D = 199,89\text{mm}$ $d_{ii} = 84,50\text{mm}$ $s = 0,24\text{mm}$		$\delta_e = 0,19\text{mm}$ $HB = 340\text{mm}$ $T = 70^\circ\text{C}$		$G = 29,915\text{mm}$ $h_b = 0,015\text{mm}$			
F [kN]	0	25	50	75	100	125	137,5	130	120	
H [mm]	0	0,2	0,6	1,5	5	11	20	23	28	
δ [mm]	0	0	0	0	0,01	0,03	0,04	0,035	0,03	
t [s]	0	8	17	22	26	32	42	46	52	
v [mm/s]	0	0,025	0,035	0,068	0,132	0,343	0,476	0,5	0,538	

Tabel 4.18

Proba 1-6	Presa:RM		Material:OHN-085		$d_{if} = 84,552\text{mm}$		$g = 29,9\text{mm}$			
	Scula:dorn1 $d_s = 84,92\text{mm}$		$D = 199,9\text{mm}$ $d_{ii} = 84,51\text{mm}$ $s = 0,205\text{mm}$		$\delta_e = 0,184\text{mm}$ $HB = 321\text{mm}$ $T = 20^\circ\text{C}$		$G = 29,93\text{mm}$ $h_b = 0,03\text{mm}$			
F [kN]	0	25	50	75	100	125	150	175	200	225
	250	275	300	325	350					
H [mm]	0	1,25	3,75	4	5,25	6,5	9	12,25	15,5	18,25
	21	22,25	35	40	45					
δ [mm]	0	0,0025	0,005	0,0075	0,010	0,012	0,018	0,025	0,035	0,05
	0,06	0,065	0,08	0,09	0,09					
t [s]	0	5	10	15	20	25	30	35	40	45
	50	56	75	82	89					
v [mm/s]	0	0,250	0,375	0,267	0,262	0,260	0,300	0,360	0,387	0,445
	0,420	0,397	0,488	0,498	0,506					

Tabel 4.19

Proba 1-7	Presas:RM		Material:OHN-085		$d_{if} = 84,535\text{mm}$		$g = 30\text{mm}$			
	Scula:dorn1 $d_s = 84,92\text{mm}$		$D = 199,89\text{mm}$ $d_{ij} = 84,51\text{mm}$ $s = 0,205\text{mm}$		$\delta_e = 0,192\text{mm}$ $HB = 332\text{mm}$ $T = 20^\circ\text{C}$		$G = 30,01\text{mm}$ $h_b = 0,01\text{mm}$			
F [kN]	0	25	50	75	100	125	150	175	200	225
	250	275	300	325	350	325	300			
H [mm]	0	0,25	0,5	1	2,75	4,25	7,5	10,5	13	15,75
	17,75	19,75	22	24,5	28,5	35	40			
δ [mm]	0	0,005	0,005	0,005	0,0075	0,0125	0,025	0,035	0,045	0,055
	0,065	0,072	0,08	0,085	0,09	0,09	0,08			
t [s]	0	4	9	14	19	23	29	34	38	45
	51	57	63	68	73	78	84			
v [mm/s]	0	0,062	0,055	0,097	0,145	0,185	0,259	0,309	0,342	0,350
	0,348	0,346	0,349	0,350	0,390	0,448	0,476			

Tabel 4.20

Proba 1-8	Presas:RM		Material:OHN-085		$d_{if} = 84,55\text{mm}$		$g = 29,92\text{mm}$			
	Scula:dorn1 $d_s = 84,92\text{mm}$		$D = 199,85\text{mm}$ $d_{ij} = 84,51\text{mm}$ $s = 0,205\text{mm}$		$\delta_e = 0,185\text{mm}$ $HB = 340\text{mm}$ $T = 20^\circ\text{C}$		$G = 29,9401\text{mm}$ $h_b = 0,01\text{mm}$			
F [kN]	0	25	50	75	100	125	150	175	200	225
	250	275	300	325	350	375	390	380	370	
H [mm]	0	1,5	2,75	4	5,5	6,75	10	12,75	14,5	16,5
	18	20	21,75	24	26,25	29	35	40	45	
δ [mm]	0	0	0,005	0,012	0,02	0,025	0,035	0,045	0,05	0,06
	0,07	0,078	0,085	0,09	0,1	0,105	0,108	0,1	0,09	
t [s]	0	5	11	17	22	27	35	40	45	51
	55	60	64	69	73	78	100	103	107	
v [mm/s]	0	0,300	0,250	0,235	0,250	0,250	0,286	0,319	0,322	0,323
	0,327	0,333	0,340	0,348	0,359	0,372	0,350	0,388	0,420	

Tabel 4.21

Proba 1-9	Presas:RM		Material:OHN-085		$d_{if} = 84,55\text{mm}$		$g = 30,1\text{mm}$			
	Scula:dorn1 $d_s = 84,92\text{mm}$		D=199,83mm $d_{ii} = 84,50\text{mm}$ s=0,21mm		$\delta_e = 0,185\text{mm}$ HB=332mm T=70 °C		G=30,12mm $h_b = 0,02\text{mm}$			
F [kN]	0	25	50	75	100	125	150	175	170	160
H [mm]	0	3	4,5	6	11	18	24	31	35	40
δ [mm]	0	0,01	0,015	0,015	0,015	0,015	0,02	0,04	0,035	0,03
t [s]	0	4	12	15	20	25	30	36	40	44
v [mm/s]	0	0,750	0,375	0,400	0,550	0,720	0,800	0,851	0,875	0,909

Tabel 4.22

Proba 1-10	Presas:RM		Material:OHN-085		$d_{if} = 84,55\text{mm}$		$g = 29,94\text{mm}$			
	Scula:dorn1 $d_s = 84,92\text{mm}$		D=199,84mm $d_{ii} = 84,51\text{mm}$ s=0,205mm		$\delta_e = 0,185\text{mm}$ HB=340mm T=70 °C		G=29,95mm $h_b = 0,01\text{mm}$			
F [kN]	0	25	50	75	100	125	135	130	120	
H [mm]	0	2	3,5	5	12	17	22	40	45	
δ [mm]	0	0	0	0	0,01	0,02	0,035	0,045	0,040	
t [s]	0	7	12	16	20	26	32	47	51	
v [mm/s]	0	0,357	0,232	0,312	0,600	0,654	0,687	0,851	0,882	

Tabelul 4.23

Materialu I probei	OHN-MFA 0-85 GOST 5192-67	Scula	Bila $\phi=84,98$ mm	T[°C]	20	70	20	70	20
				S _t [mm]	0,25		0,5		1
				S[mm]	0,23 5	0,24 0	0,48 6	0,49 0	0,98 2
				F _{max} [kN]	174	131	392	316	876
				δ_{max} [mm]	0,06 5	0,03 5	0,16 3	0,19 0	0,49 8
				$(\delta_{max}/0,5)10^{-4}$	6,5	3,5	16,3	19	34,3
				δ_e [mm]	0,19 0	0,19 2	0,27 0	0,24 8	0,35 9
				δ_r [mm]	0,04 5	0,04 8	0,21 6	0,24 2	0,62 3
			Dorn $\phi=84,92$ mm	T[°C]	20	70	20	70	
				S _t [mm]	0,25		0,5		
				S[mm]	0,20 5	0,20 7	0,45 5	0,45 0	
				F _{max} [kN]	355	155	614	458	
				δ_{max} [mm]	0,09 3	0,04 3	0,22 8	0,13 5	
				$(\delta_{max}/0,5)10^{-4}$	9,3	4,3	22,8	13,5	
				δ_e [mm]	0,18 7	0,18 5	0,32 2	0,31 8	
				δ_r [mm]	0,01 8	0,22	0,13 3	0,13 2	

Anexa 2

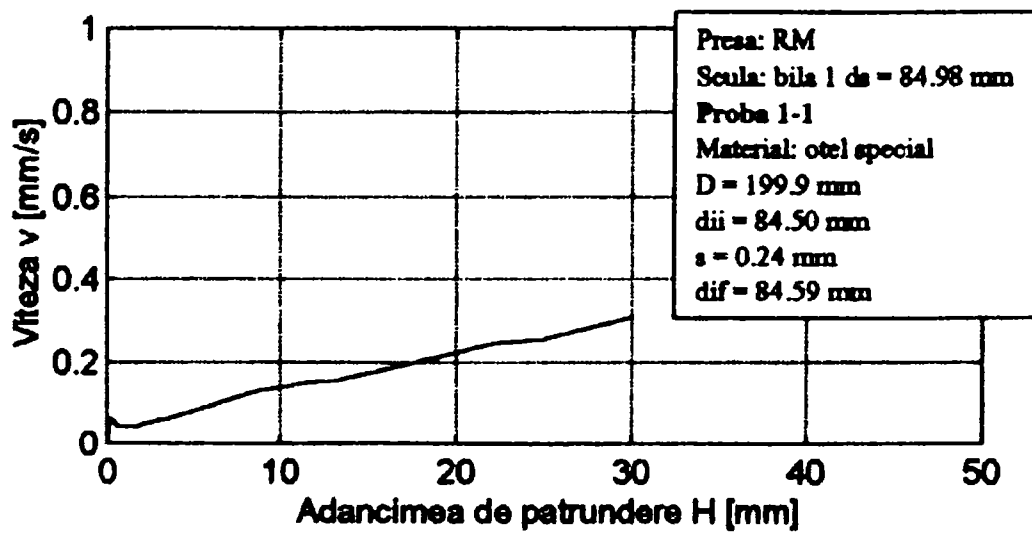
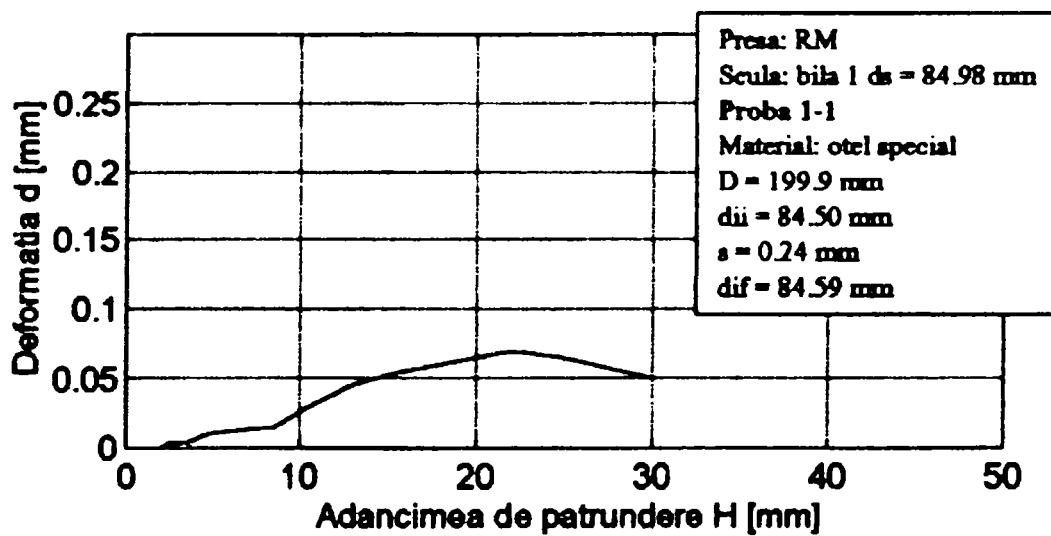
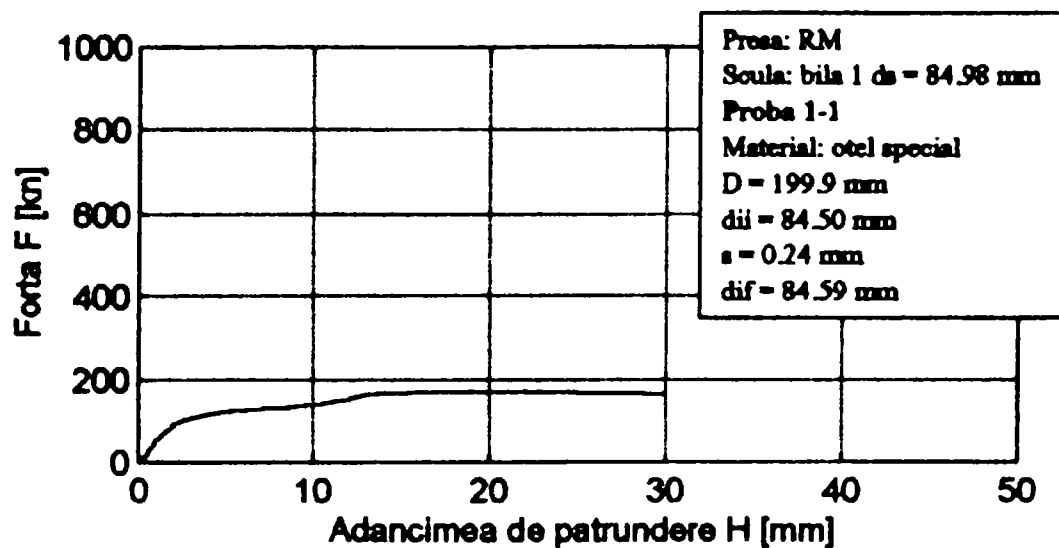


fig.4.29

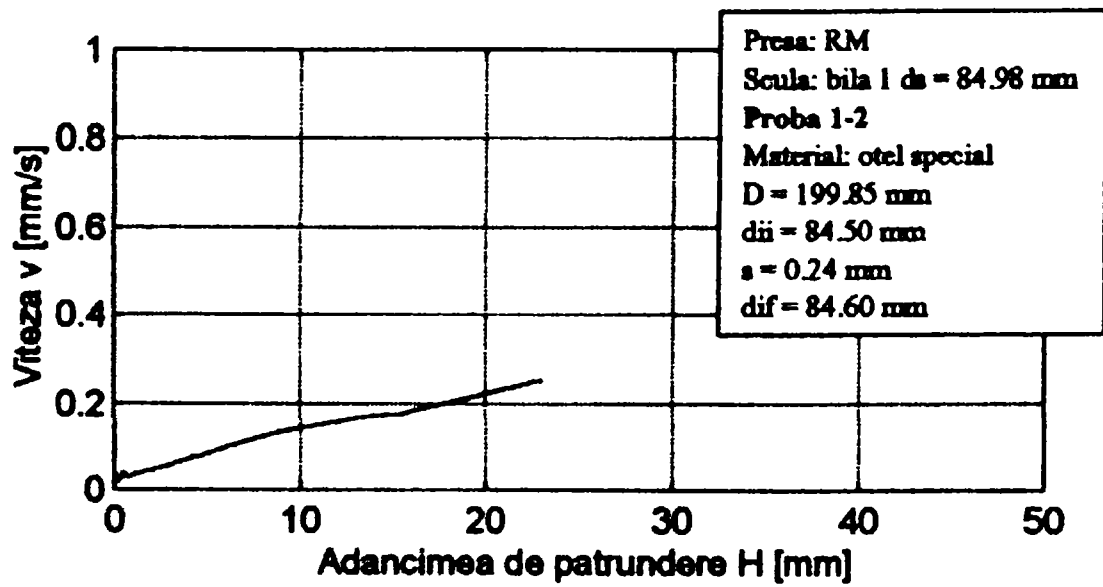
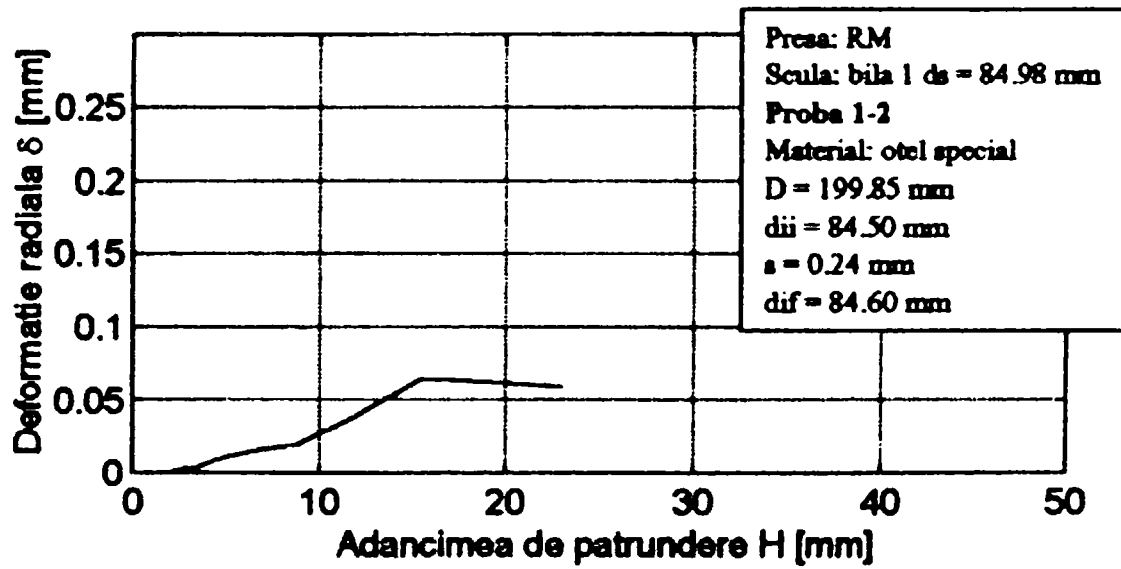
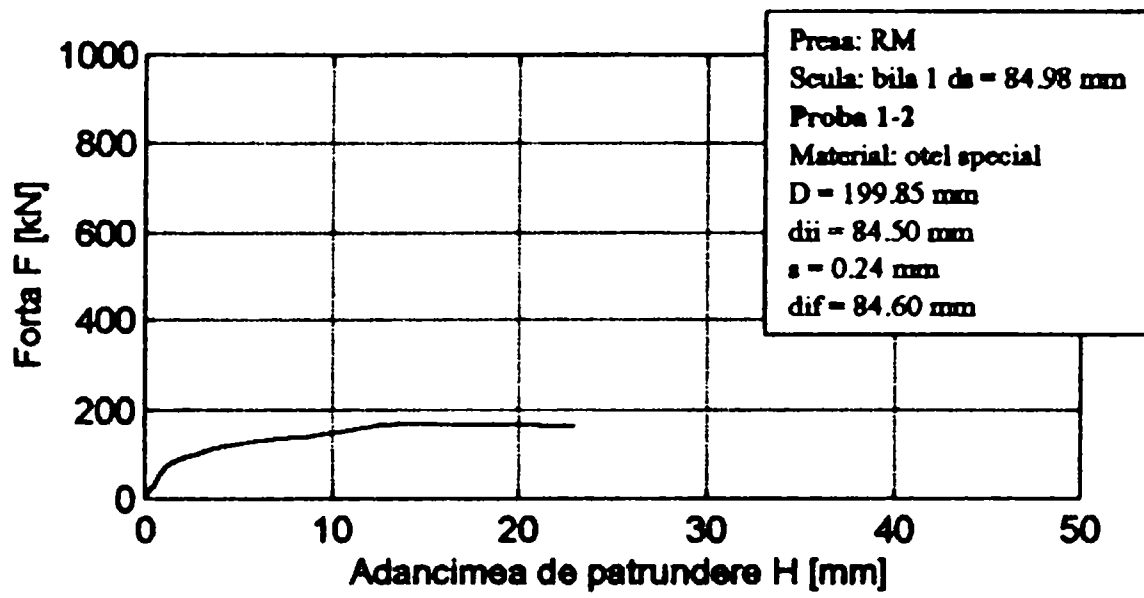


Fig.4.30

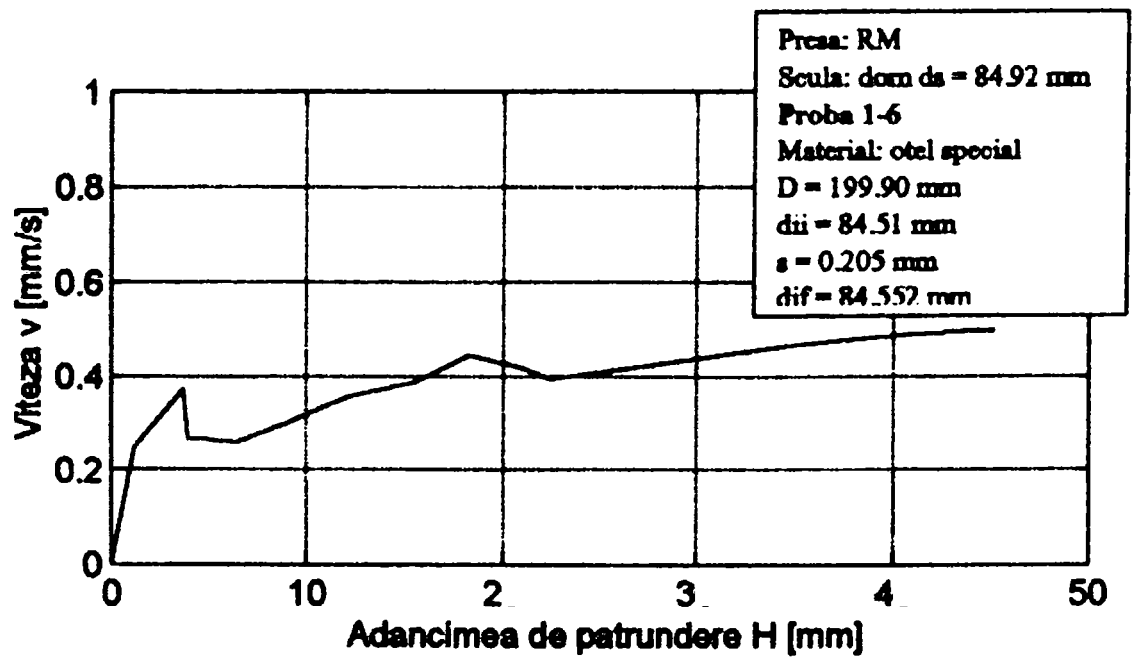
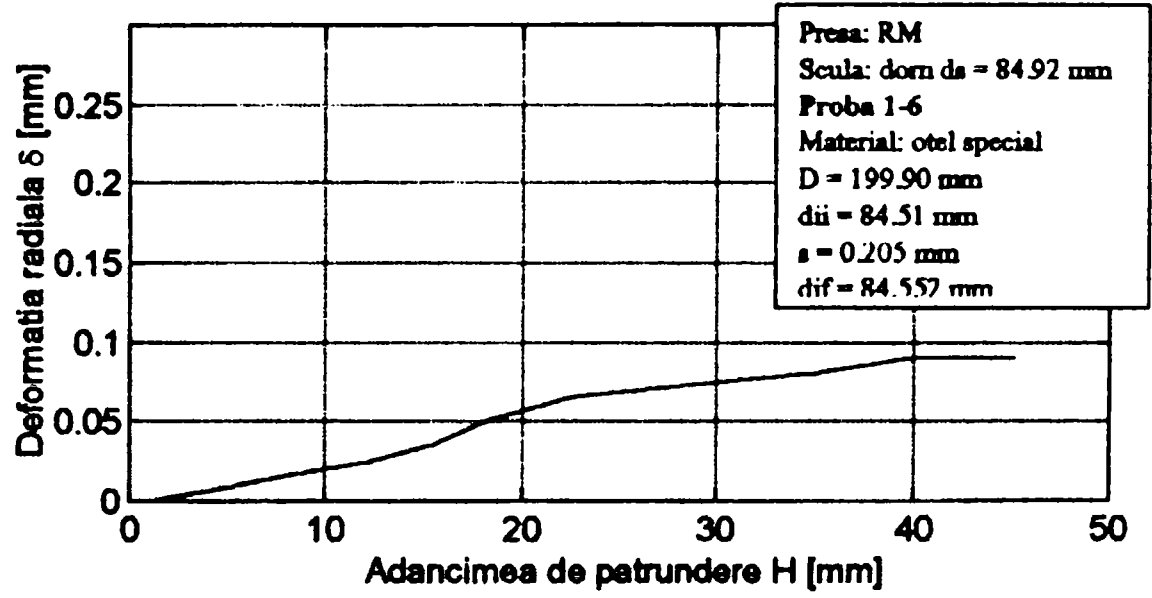
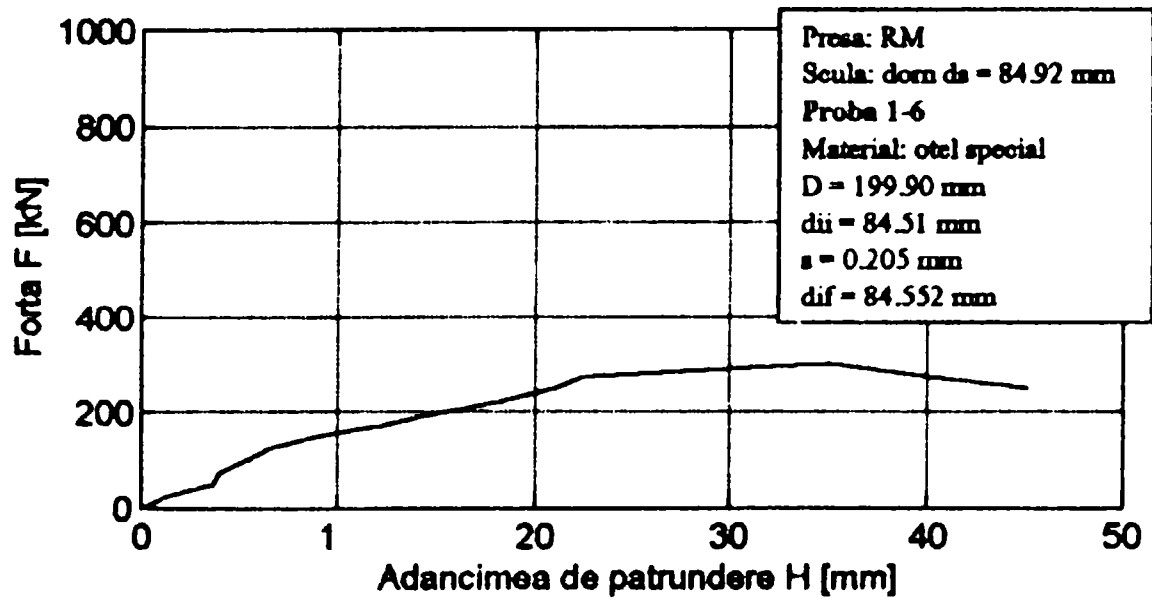


Fig.4.31

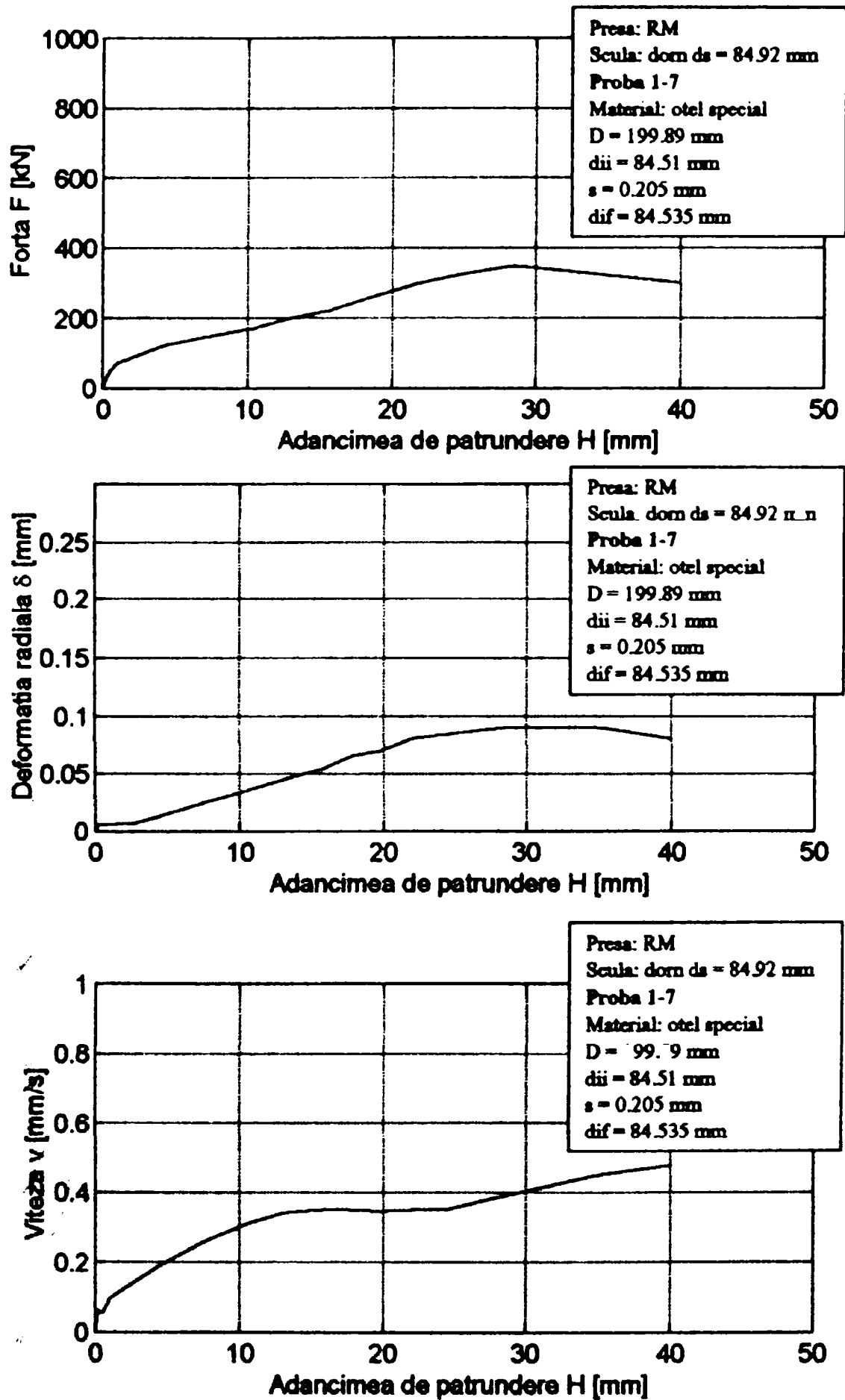


Fig.4.32

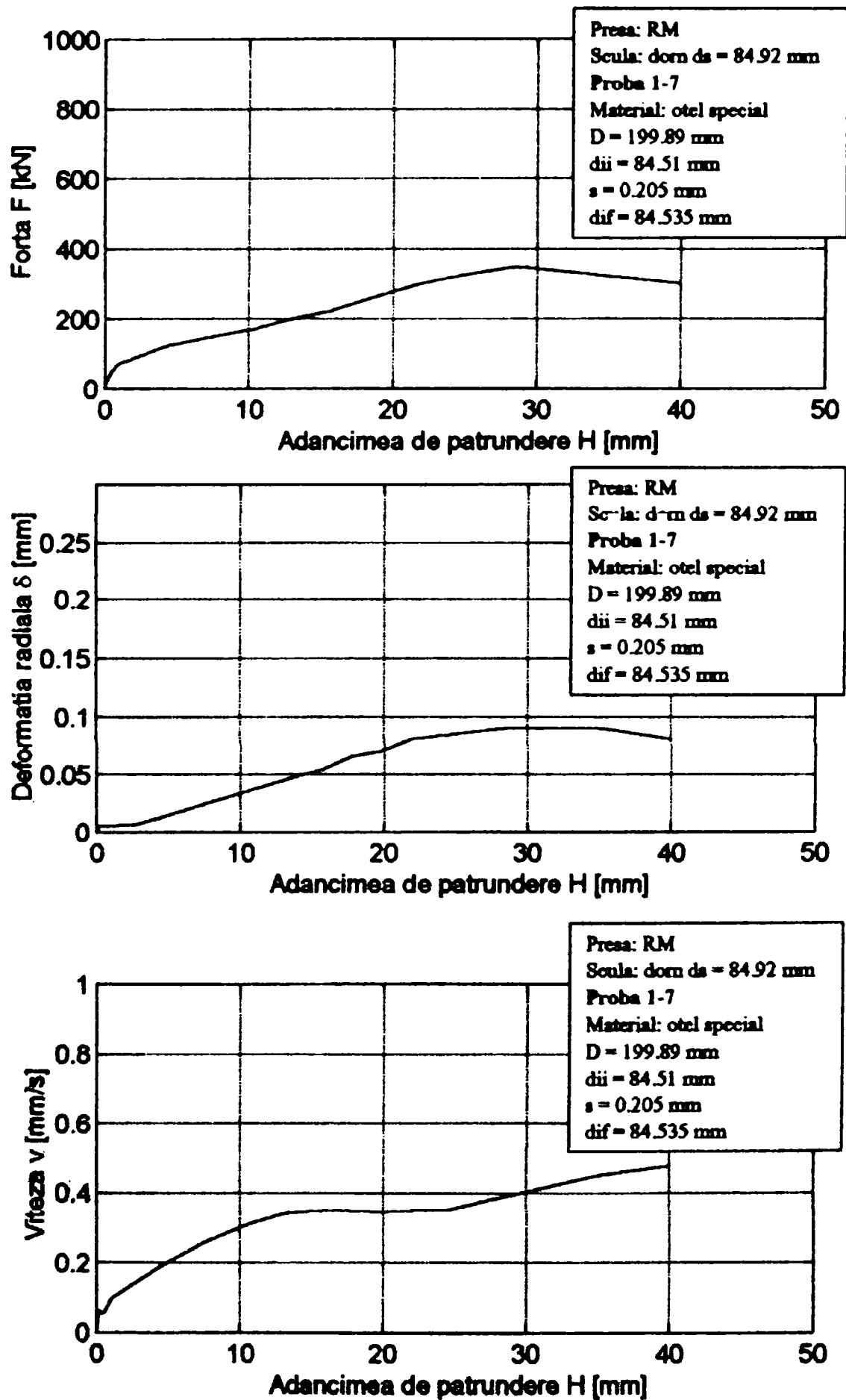


Fig.4.33

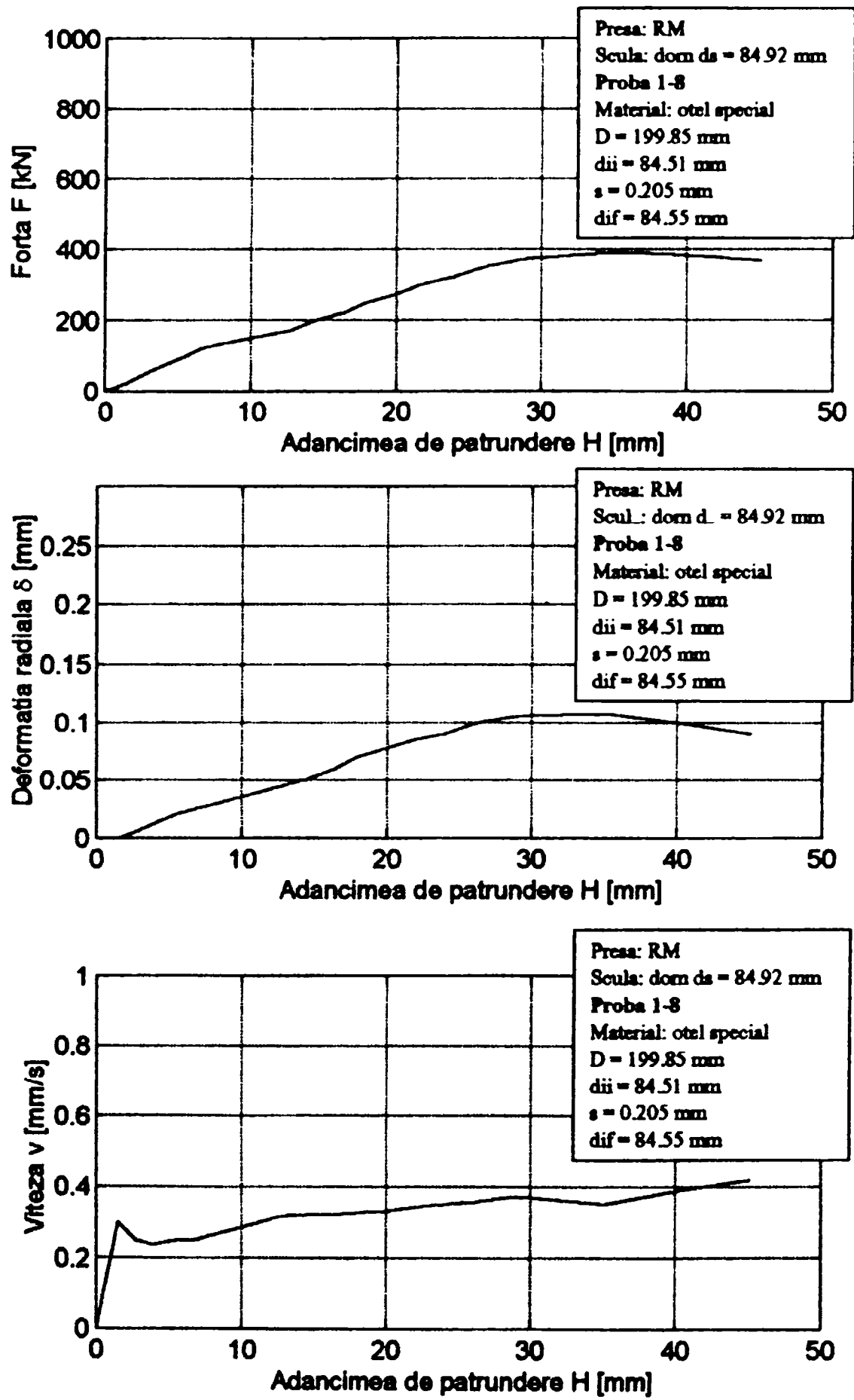


Fig. 4.34

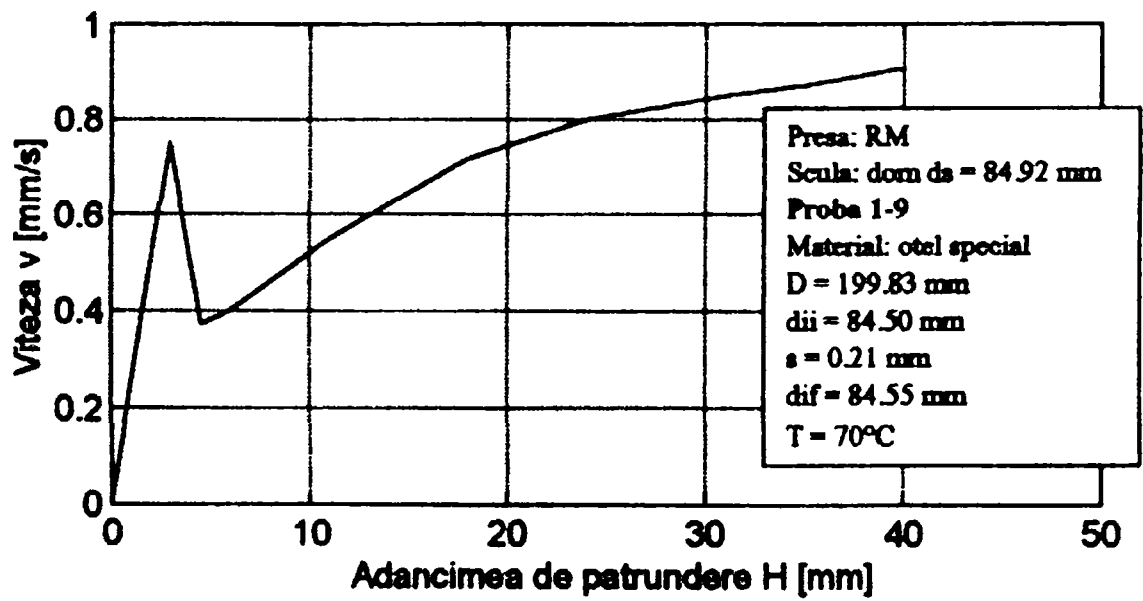
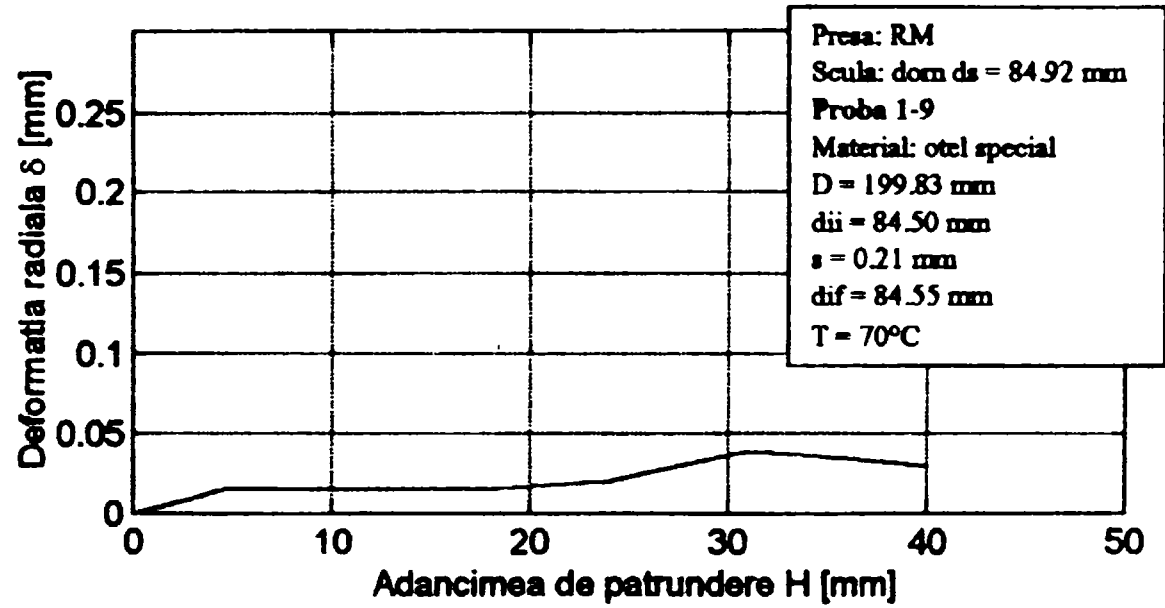
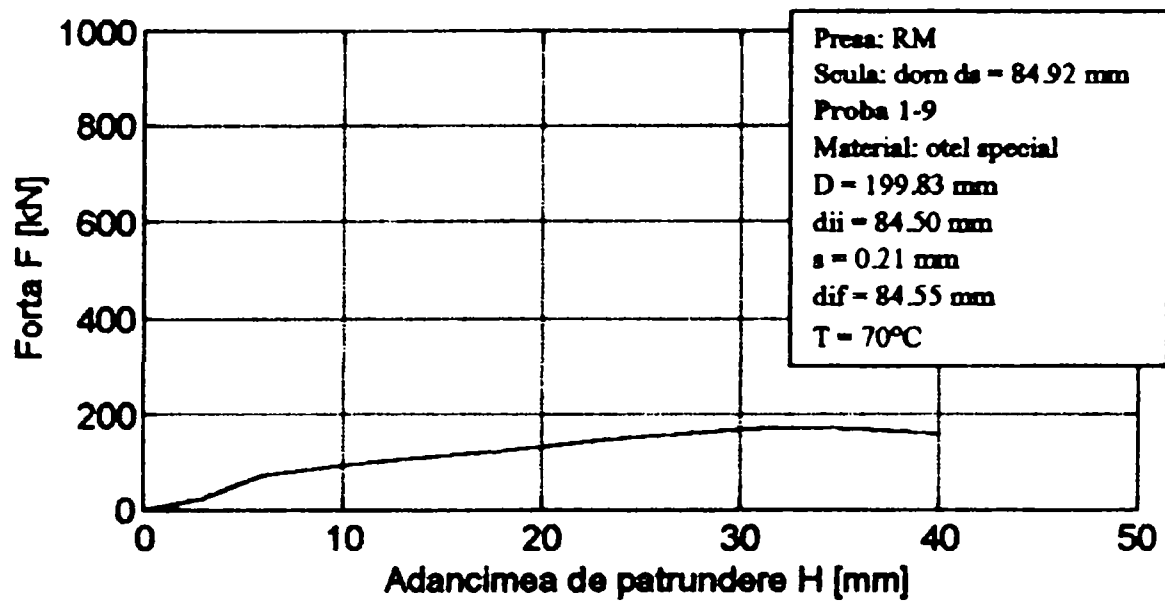


Fig.4.35

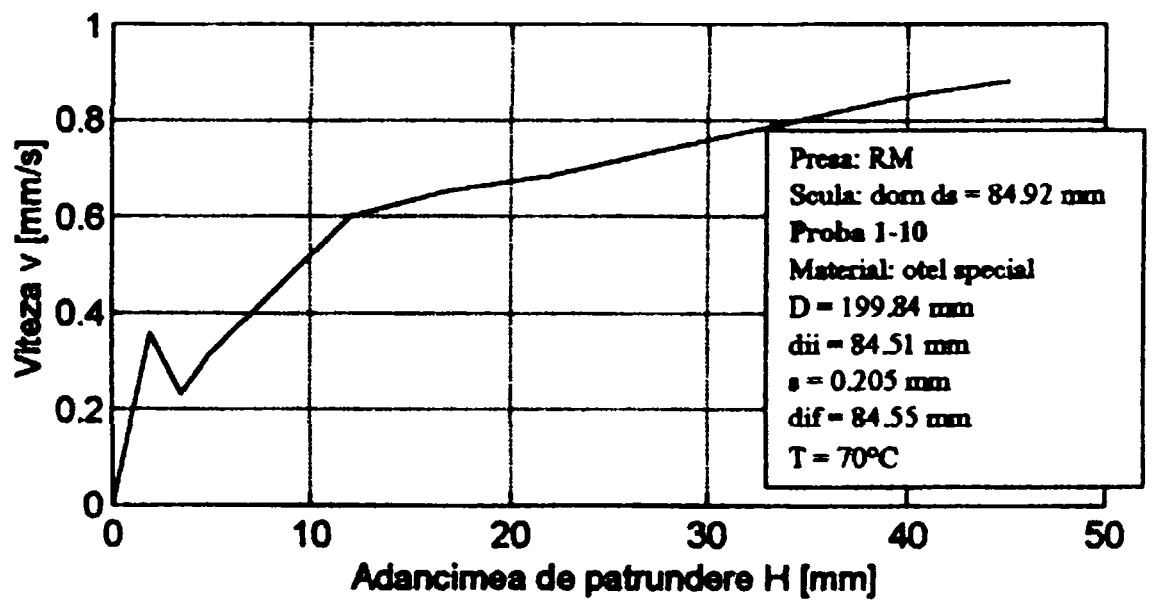
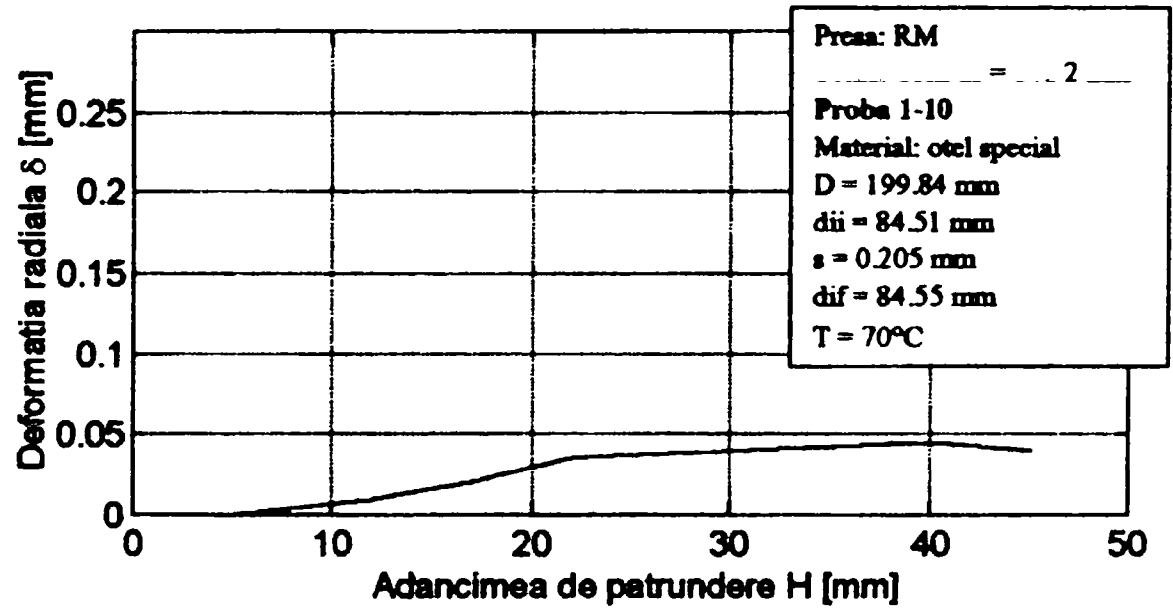
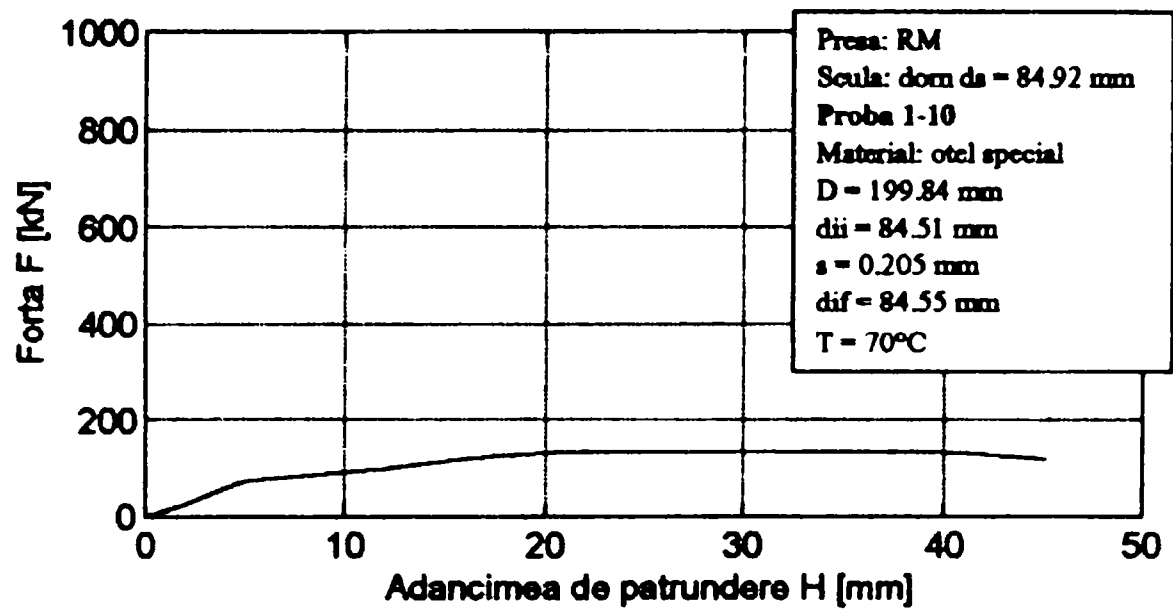


Fig. 4.36

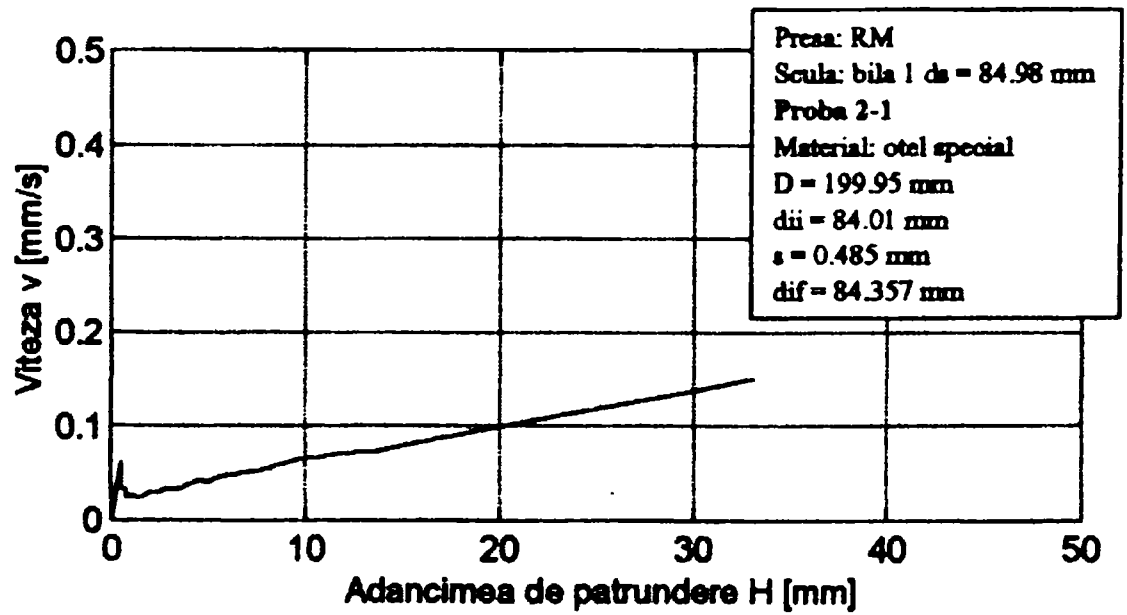
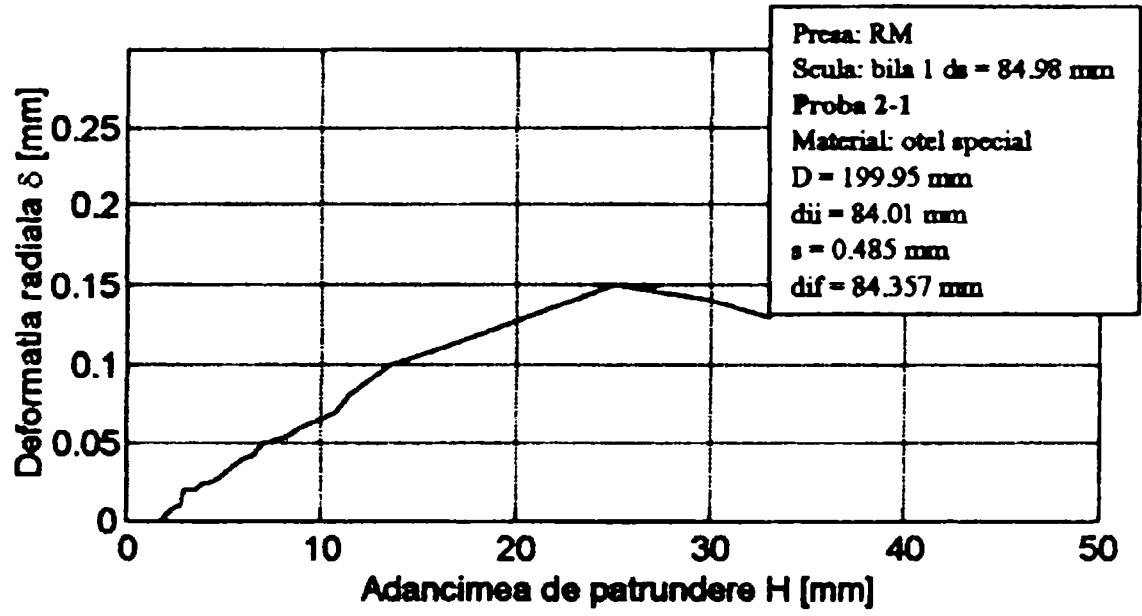
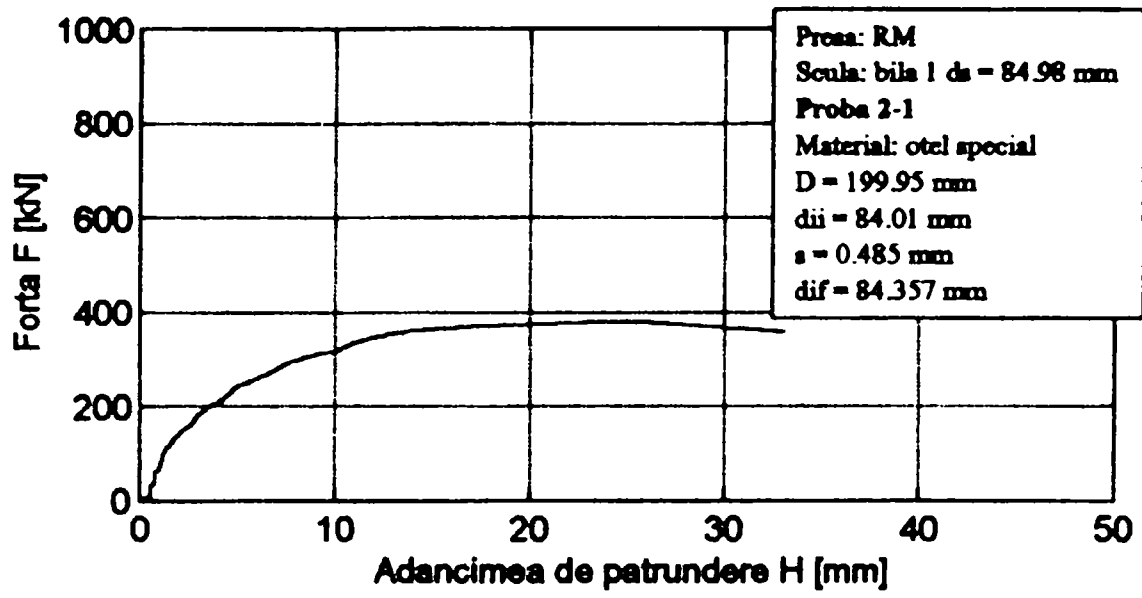


Fig.4.37

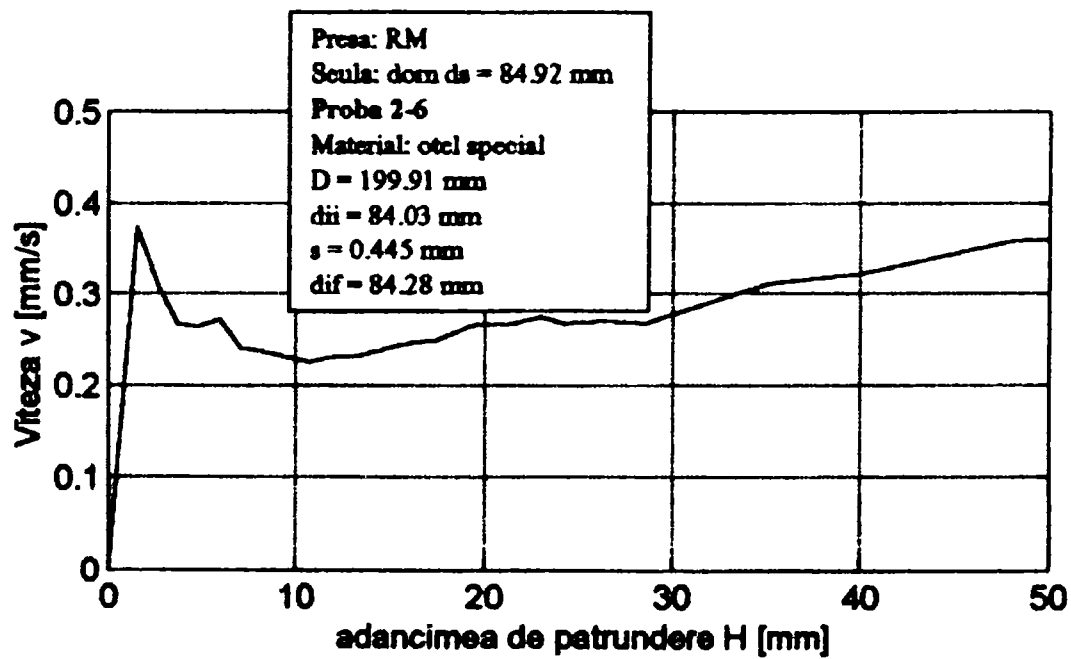
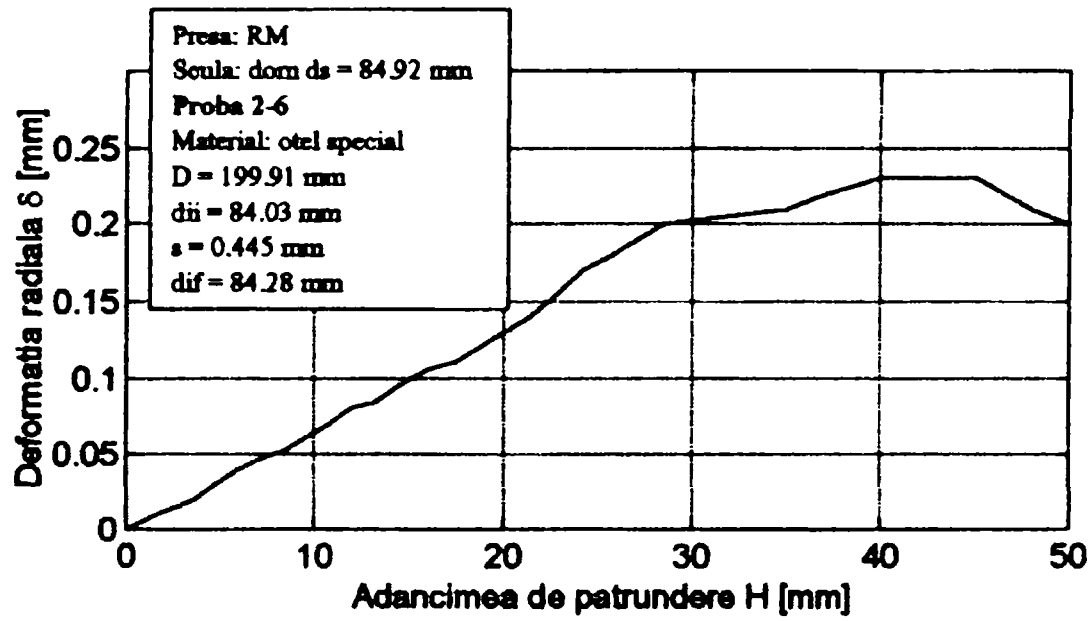
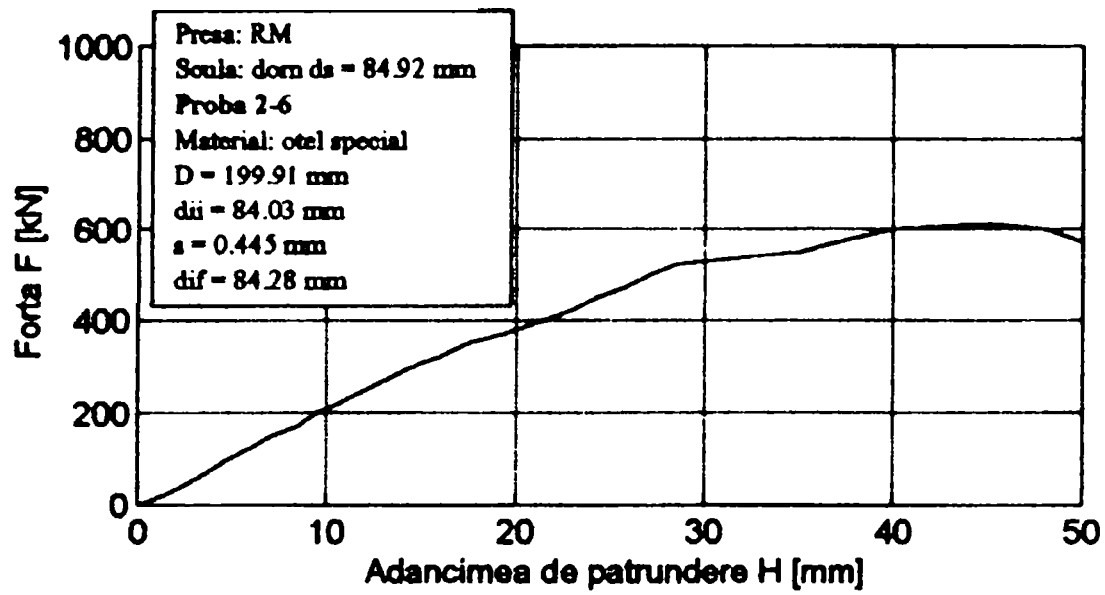


Fig.4.38

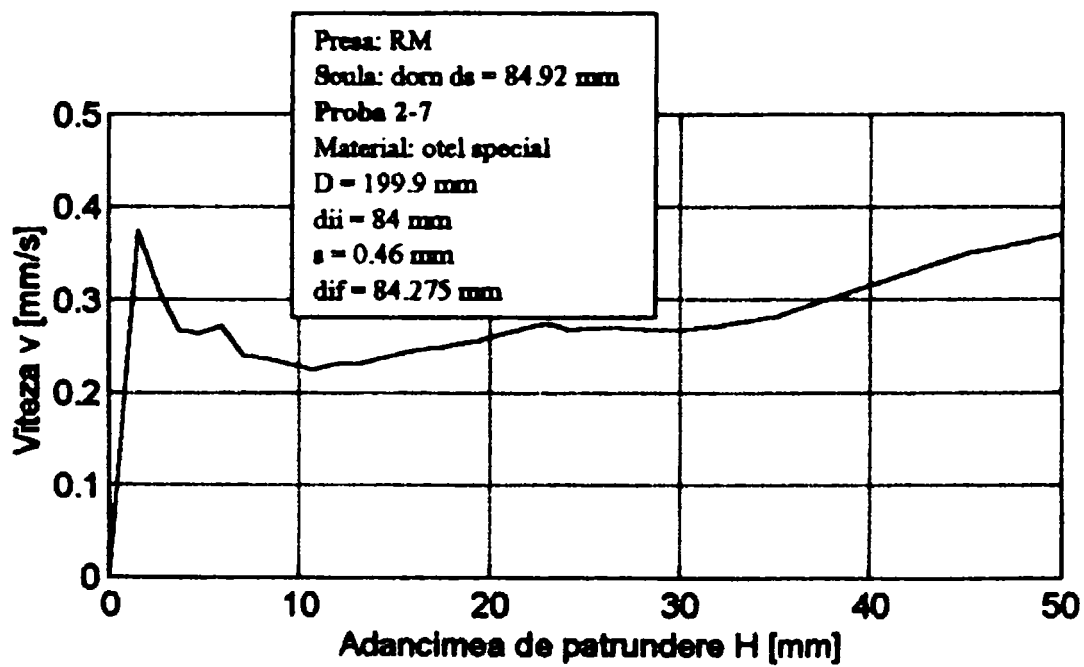
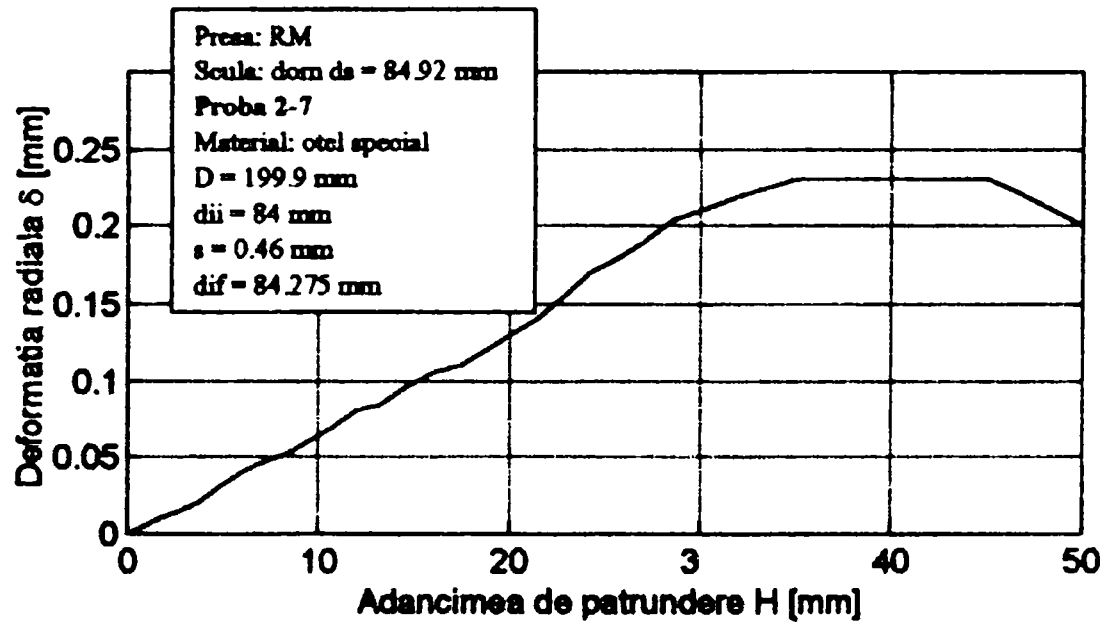
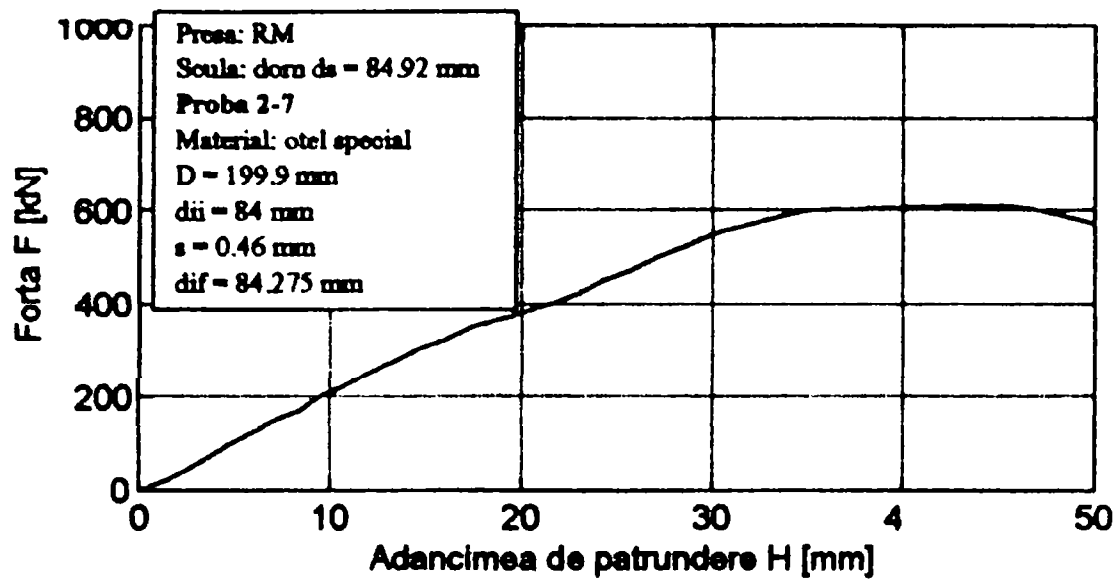


Fig.4.39

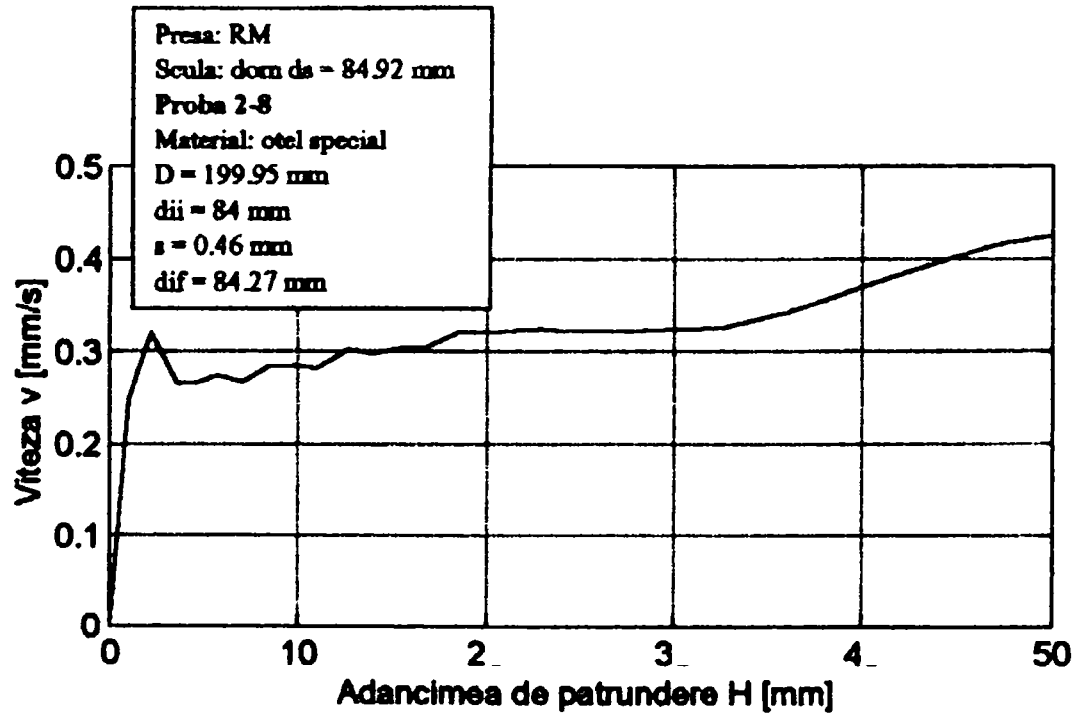
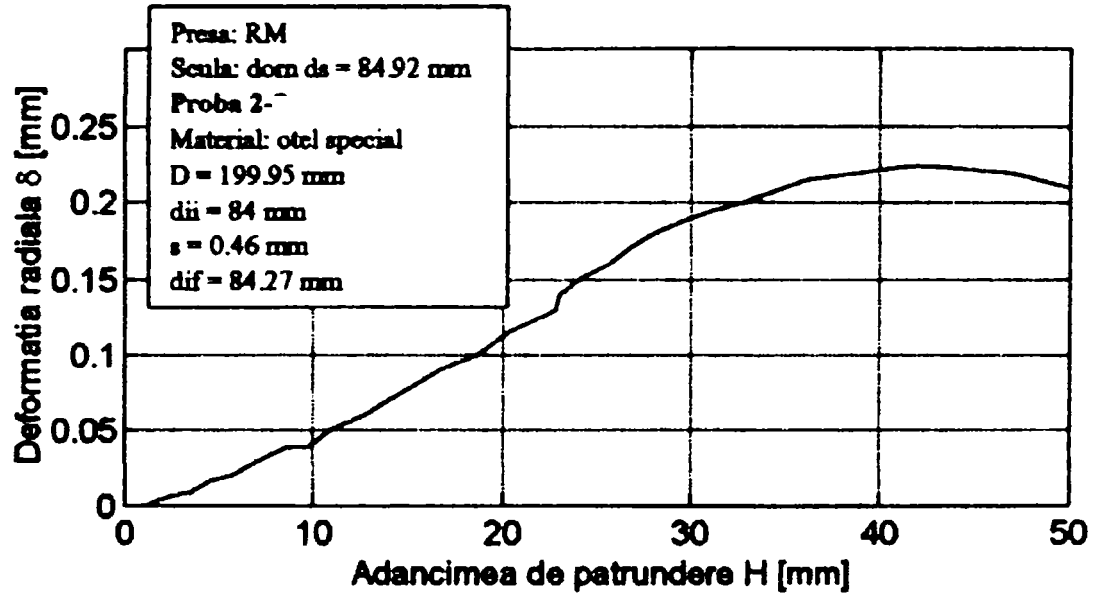
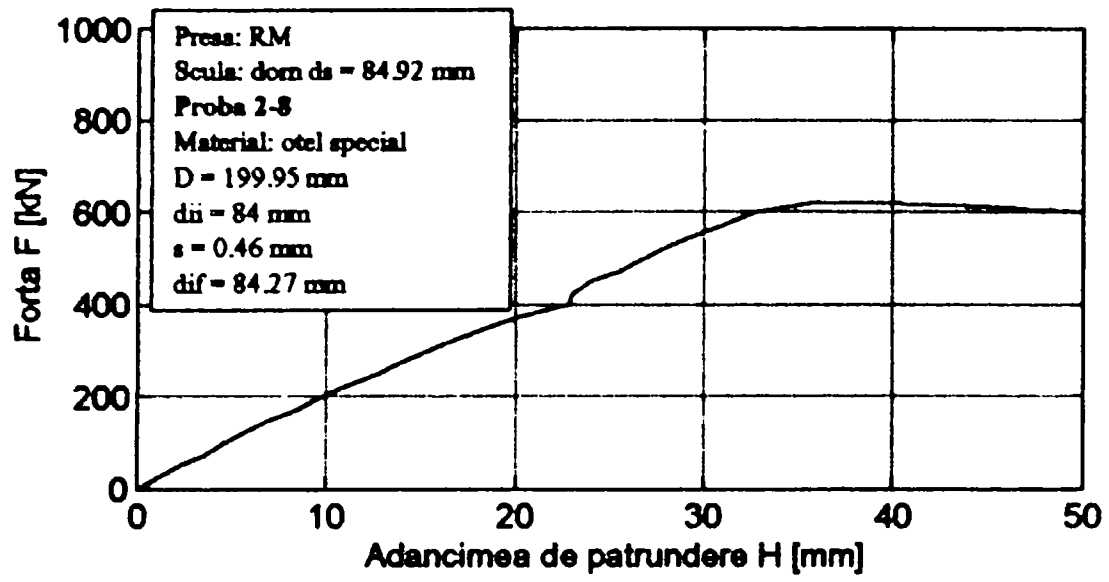


Fig.4.40

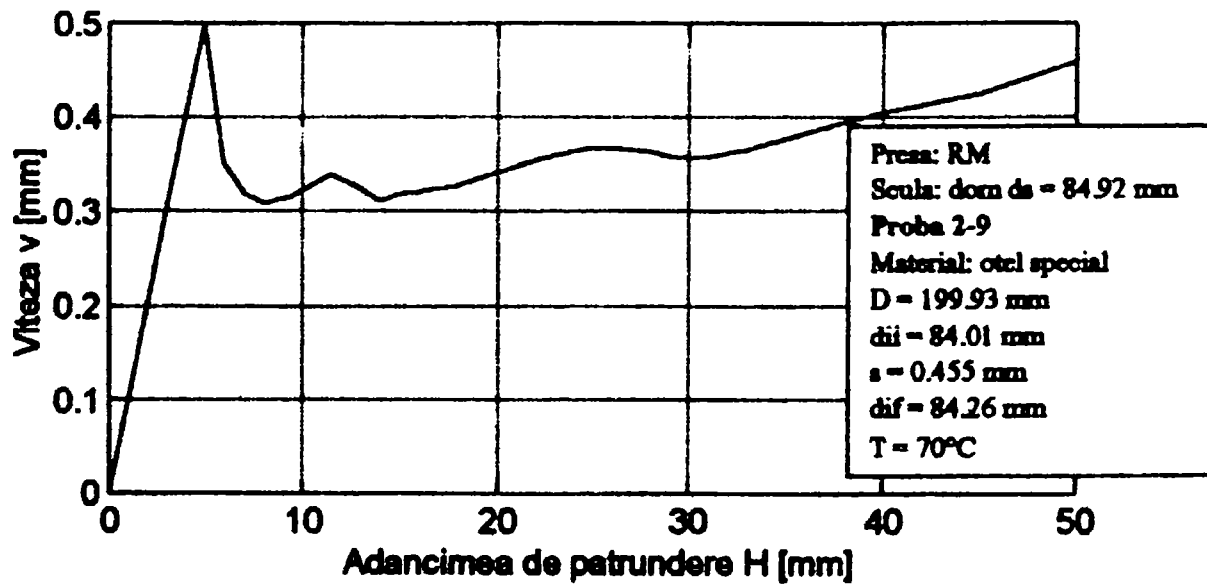
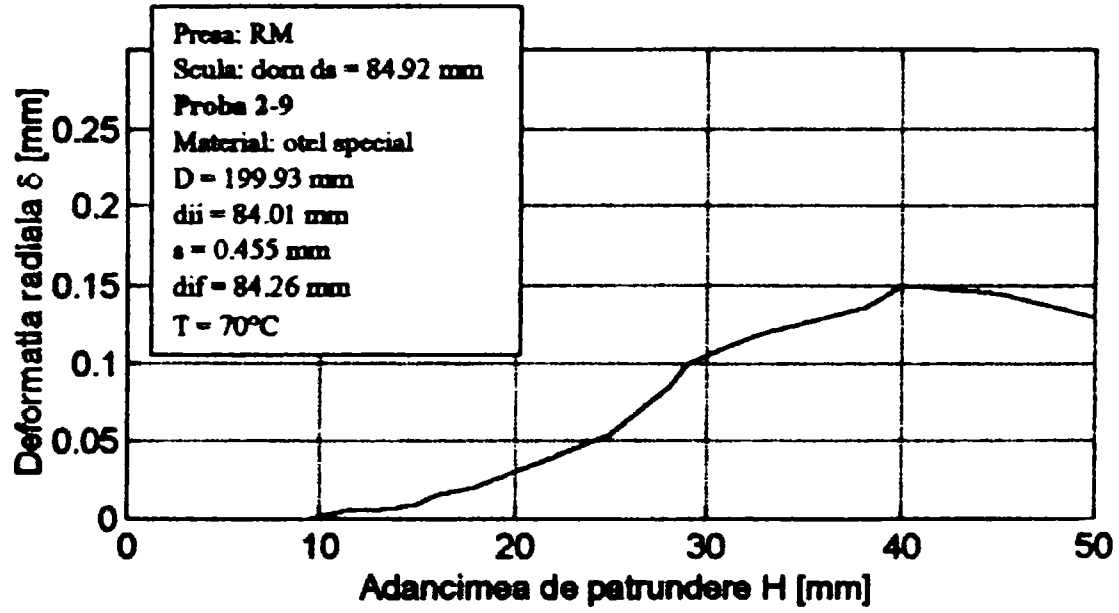
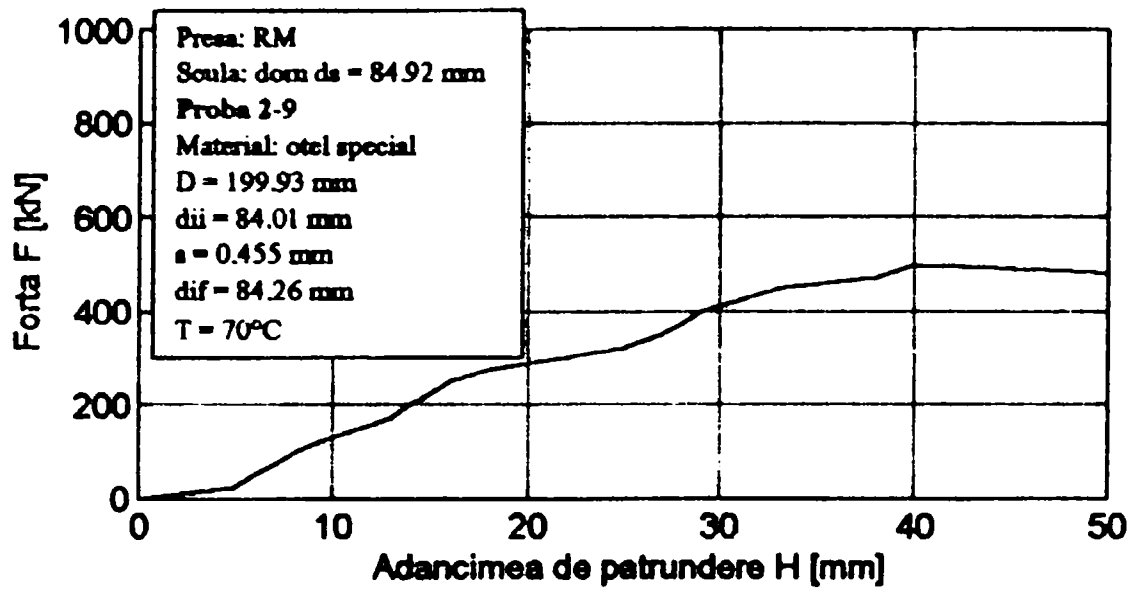


Fig.4.41

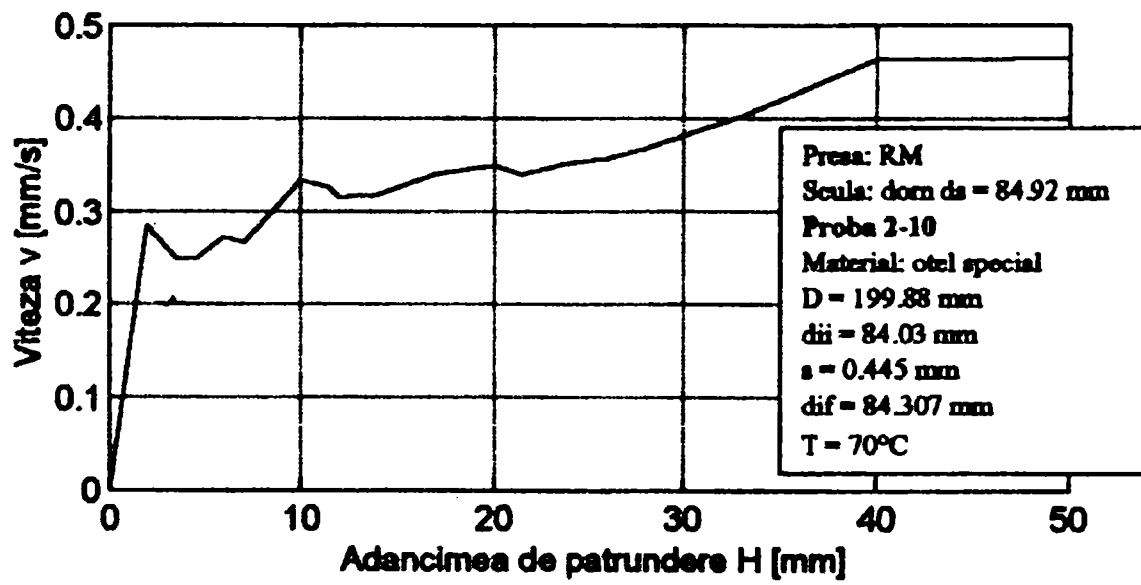
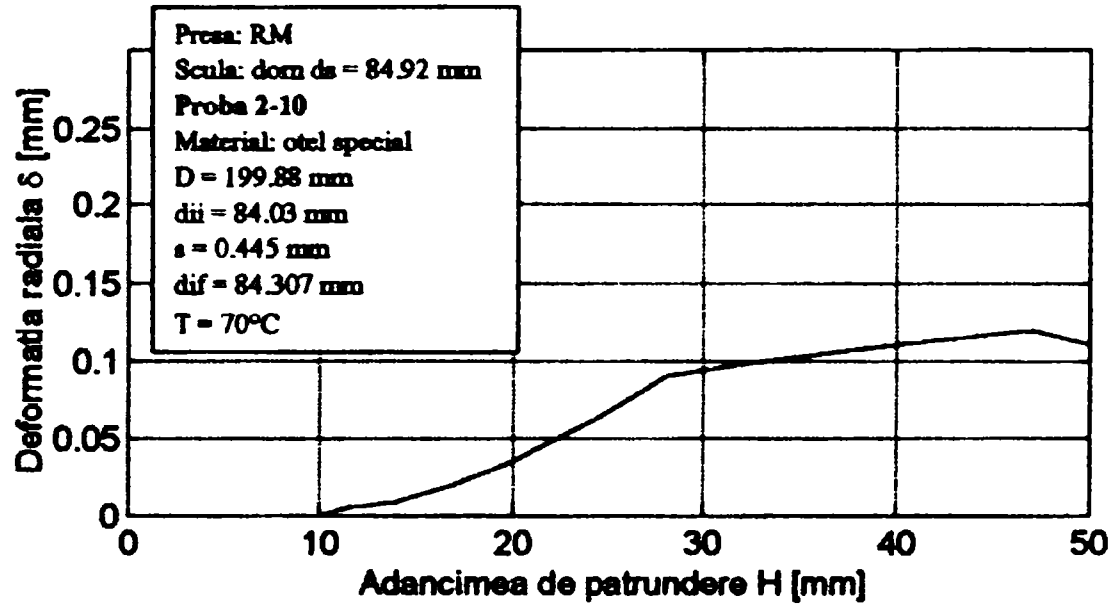
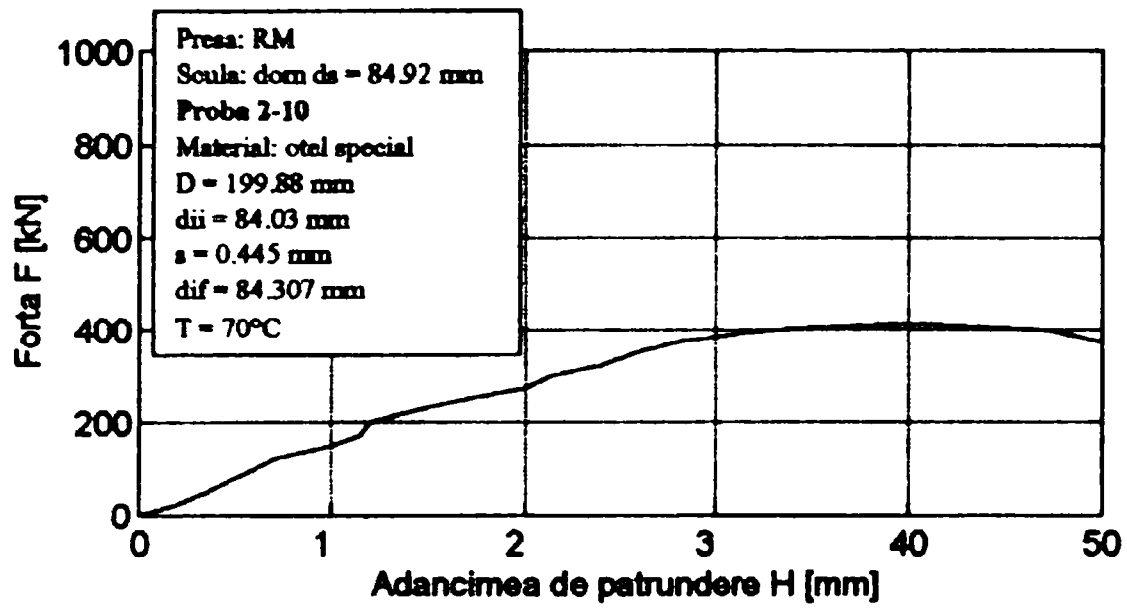


Fig.4.42

SINTEZA REZULTATELOR OBTINUTE LA AUTOFRETAREA CU DORN EXECUTAT DIN Rp3
 DIMENSIUNILE DORNULUI INAINTE DE AUTOFRETARE Φ 132,70 mm Anexa 3.1
 DIMENSIUNILE DORNULUI DUPA AUTOFRETARE Φ 132,68 mm
 SEMIFABRICAT OHN 0-85, CULEU 14936-5 $\sigma_c = 1045,26 \text{ N/mm}^2$

Tabelul 17

Nr. crt.	Lungimea [mm]	Diametru exterior semifabricat				$\Delta e = D_{e2} - D_{e1}$ [mm]	Diametru interior				$\Delta i = d_2 - d_1$ [mm]
		D_{e1} (nainte de autofretare)	H	V	D_{e2} (dupa autofretare)		d_1 (nainte autofretare)	H	V	d_2 (dupa autofretare)	
1	10	$\Phi 265,35$	$\Phi 265,33$	$\Phi 265,35$	$\Phi 265,34$	-	V	-	-	-	-
2	100	$\Phi 265,35$	$\Phi 265,33$	$\Phi 265,37$	$\Phi 265,35$	0,02	$\Phi 132,02$	$\Phi 132,03$	$\Phi 132,27$	$\Phi 132,28$	0,27
3	200	$\Phi 265,35$	$\Phi 265,33$	$\Phi 265,40$	$\Phi 265,38$	0,05	$\Phi 132,02$	$\Phi 132,03$	$\Phi 132,29$	$\Phi 132,30$	0,29
4	300	$\Phi 265,35$	$\Phi 265,33$	$\Phi 265,37$	$\Phi 265,36$	0,05	$\Phi 132,02$	$\Phi 132,03$	$\Phi 132,29$	$\Phi 132,30$	0,29
5	400	$\Phi 265,30$	$\Phi 265,30$	$\Phi 265,34$	$\Phi 265,33$	0,05	$\Phi 132,02$	$\Phi 132,03$	$\Phi 132,29$	$\Phi 132,30$	0,29
6	500	$\Phi 265,35$	$\Phi 265,33$	$\Phi 265,30$	$\Phi 265,30$	0,05	$\Phi 132,02$	$\Phi 132,03$	$\Phi 132,29$	$\Phi 132,30$	0,29
7	600	$\Phi 265,35$	$\Phi 265,33$	$\Phi 265,30$	$\Phi 265,30$	0,05	$\Phi 132,02$	$\Phi 132,03$	$\Phi 132,29$	$\Phi 132,30$	0,29
8	700	$\Phi 265,35$	$\Phi 265,33$	$\Phi 265,30$	$\Phi 265,30$	0,05	$\Phi 132,02$	$\Phi 132,03$	$\Phi 132,28$	$\Phi 132,29$	0,28
9	800	$\Phi 265,35$	$\Phi 265,33$	$\Phi 265,30$	$\Phi 265,30$	0,05	$\Phi 132,03$	$\Phi 132,03$	$\Phi 132,28$	$\Phi 132,30$	0,28
10	900	$\Phi 265,35$	$\Phi 265,33$	$\Phi 265,30$	$\Phi 265,30$	0,05	$\Phi 132,03$	$\Phi 132,03$	$\Phi 132,28$	$\Phi 132,30$	0,28
11	1000	$\Phi 265,35$	$\Phi 265,33$	$\Phi 265,30$	$\Phi 265,30$	0,04	$\Phi 132,02$	$\Phi 132,03$	$\Phi 132,28$	$\Phi 132,30$	0,28
12	1100	$\Phi 265,35$	$\Phi 265,33$	$\Phi 265,30$	$\Phi 265,30$	0,04	$\Phi 132,02$	$\Phi 132,03$	$\Phi 132,27$	$\Phi 132,29$	0,27
13	1200	$\Phi 265,35$	$\Phi 265,33$	$\Phi 265,30$	$\Phi 265,30$	0,04	$\Phi 132,02$	$\Phi 132,03$	$\Phi 132,27$	$\Phi 132,29$	0,27
14	1300	$\Phi 265,35$	$\Phi 265,33$	$\Phi 265,30$	$\Phi 265,30$	0,04	$\Phi 132,02$	$\Phi 132,03$	$\Phi 132,28$	$\Phi 132,29$	0,28
15	1400	$\Phi 265,35$	$\Phi 265,33$	$\Phi 265,30$	$\Phi 265,30$	0,05	$\Phi 132,02$	$\Phi 132,03$	$\Phi 132,29$	$\Phi 132,30$	0,29
16	1500	-	-	-	-	-	$\Phi 132,02$	$\Phi 132,03$	$\Phi 132,30$	$\Phi 132,32$	0,30
17	1600	-	-	-	-	-	$\Phi 132,02$	$\Phi 132,03$	$\Phi 132,33$	$\Phi 132,34$	0,33
18	1700	$\Phi 249,95$	$\Phi 249,94$	$\Phi 250,05$	$\Phi 250,04$	0,10	$\Phi 132,02$	$\Phi 132,03$	$\Phi 132,33$	$\Phi 132,34$	0,33
19	1800	$\Phi 249,95$	$\Phi 249,94$	$\Phi 250,05$	$\Phi 250,04$	0,10	$\Phi 132,02$	$\Phi 132,03$	$\Phi 132,35$	$\Phi 132,36$	0,35
20	1900	$\Phi 249,95$	$\Phi 249,95$	$\Phi 250,05$	$\Phi 250,05$	0,10	$\Phi 132,02$	$\Phi 132,03$	$\Phi 132,35$	$\Phi 132,36$	0,35
21	2000	$\Phi 249,95$	$\Phi 249,94$	$\Phi 250,05$	$\Phi 250,04$	0,10	$\Phi 132,02$	$\Phi 132,03$	$\Phi 132,35$	$\Phi 132,36$	0,35
22	2100	$\Phi 249,95$	$\Phi 249,95$	$\Phi 250,05$	$\Phi 250,05$	0,10	132,02	$\Phi 132,03$	$\Phi 132,35$	$\Phi 132,36$	0,35
23	2200	$\Phi 249,95$	$\Phi 249,95$	$\Phi 250,05$	$\Phi 250,05$	0,10	$\Phi 132,02$	$\Phi 132,03$	$\Phi 132,35$	$\Phi 132,36$	0,35
24	2300	$\Phi 249,95$	$\Phi 249,95$	$\Phi 250,05$	$\Phi 250,05$	0,10	$\Phi 132,02$	$\Phi 132,03$	$\Phi 131,34$	$\Phi 132,34$	0,34
25	2400	$\Phi 249,96$	$\Phi 249,94$	$\Phi 250,06$	$\Phi 250,04$	0,10	$\Phi 132,02$	$\Phi 132,03$	$\Phi 131,34$	$\Phi 132,35$	0,34
26	2500	$\Phi 249,96$	$\Phi 249,94$	$\Phi 250,06$	$\Phi 250,04$	0,10	$\Phi 132,02$	$\Phi 132,03$	$\Phi 131,33$	$\Phi 132,35$	0,34
27	2600	$\Phi 249,96$	$\Phi 249,94$	$\Phi 250,06$	$\Phi 250,04$	0,10	$\Phi 132,02$	$\Phi 132,03$	$\Phi 131,33$	$\Phi 132,34$	0,33
28	2700	$\Phi 249,96$	$\Phi 249,94$	$\Phi 250,06$	$\Phi 250,04$	0,09	$\Phi 132,02$	$\Phi 132,03$	$\Phi 131,33$	$\Phi 132,34$	0,33
29	2800	$\Phi 249,96$	$\Phi 249,94$	$\Phi 250,05$	$\Phi 250,03$	0,09	$\Phi 132,03$	$\Phi 132,03$	$\Phi 131,33$	$\Phi 132,34$	0,33

SINTEZA REZULTATELOR OBTINUTE LA AUTOFRETAREA CU DORN EXECUTAT DIN 205 Cr 115 **Anexa 3.2**
 DIMENSIUNILE DORNULUI INAINTE DE AUTOFRETARE ϕ 159,98 mm
 DIMENSIUNILE DORNULUI DUPA AUTOFRETARE ϕ 159,94 mm
 SEMIFABRICAT OHN 0-85, CULEU 14936-5 $\sigma_c = 1020$ N/mm²

Tabelul 18

Nr. crt.	Lungimea [mm]	Diametru exterior semifabricat				$\Delta_e = D_{e2} - D_{e1}$ [mm]	Diametru interior				$\Delta_i = d_{i2} - d_{i1}$ [mm]
		D_{e1} (inainte de autofretare)	H	D_{e2} (dupa autofretare)	H		d_{i1} (inainte autofretare)	H	d_{i2} (dupa autofretare)	H	
1	10	V	H	V	H	0	V	H	V	H	0
2	100	ϕ 315,07	ϕ 315,07	ϕ 315,39	ϕ 315,40	0,32	ϕ 158,07	ϕ 158,05	ϕ 158,81	ϕ 158,80	0,74
3	200	ϕ 315,07	ϕ 315,07	ϕ 315,42	ϕ 315,42	0,35	ϕ 158,07	ϕ 158,05	ϕ 158,84	ϕ 158,83	0,77
4	300	ϕ 315,05	ϕ 315,05	ϕ 315,40	ϕ 315,41	0,35	ϕ 158,07	ϕ 158,05	ϕ 158,84	ϕ 158,83	0,77
5	400	ϕ 315,05	ϕ 315,05	ϕ 315,40	ϕ 315,41	0,35	ϕ 158,07	ϕ 158,05	ϕ 158,84	ϕ 158,82	0,77
6	500	ϕ 315,05	ϕ 315,05	ϕ 315,40	ϕ 315,40	0,35	ϕ 158,08	ϕ 158,07	ϕ 158,84	ϕ 158,84	0,77
7	600	ϕ 315,05	ϕ 315,05	ϕ 315,41	ϕ 315,40	0,35	ϕ 158,08	ϕ 158,07	ϕ 158,84	ϕ 158,83	0,77
8	700	ϕ 315,05	ϕ 315,05	ϕ 315,39	ϕ 315,40	0,34	ϕ 158,08	ϕ 158,07	ϕ 158,83	ϕ 158,82	0,76
9	800	ϕ 315,05	ϕ 315,05	ϕ 315,39	ϕ 315,39	0,34	ϕ 158,08	ϕ 158,07	ϕ 158,83	ϕ 158,82	0,76
10	900	ϕ 315,05	ϕ 315,05	ϕ 315,38	ϕ 315,38	0,33	ϕ 158,08	ϕ 158,10	ϕ 158,83	ϕ 158,84	0,76
11	1000	ϕ 315,07	ϕ 315,05	ϕ 315,38	ϕ 315,37	0,32	ϕ 158,08	ϕ 158,10	ϕ 158,83	ϕ 158,85	0,75
12	1100	ϕ 315,07	ϕ 315,05	ϕ 315,39	ϕ 315,37	0,32	ϕ 158,08	ϕ 158,10	ϕ 158,83	ϕ 158,85	0,75
13	1200	ϕ 315,07	ϕ 315,05	ϕ 315,38	ϕ 315,38	0,33	ϕ 158,08	ϕ 158,10	ϕ 158,83	ϕ 158,86	0,76
14	1300	-	-	-	-	-	ϕ 158,08	ϕ 158,10	ϕ 158,83	ϕ 158,87	0,77
15	1400	-	-	-	-	-	ϕ 158,08	ϕ 158,10	ϕ 158,86	ϕ 158,90	0,80
16	1500	ϕ 299,87	ϕ 299,88	ϕ 300,42	ϕ 300,43	0,55	ϕ 158,08	ϕ 158,10	ϕ 158,89	ϕ 158,93	0,83
17	1600	ϕ 299,87	ϕ 299,88	ϕ 300,42	ϕ 300,43	0,55	ϕ 158,08	ϕ 158,10	ϕ 158,89	ϕ 158,93	0,83
18	1700	ϕ 299,87	ϕ 299,88	ϕ 300,42	ϕ 300,43	0,55	ϕ 158,08	ϕ 158,10	ϕ 158,89	ϕ 158,93	0,83
19	1800	ϕ 299,87	ϕ 299,88	ϕ 300,40	ϕ 300,41	0,53	ϕ 158,08	ϕ 158,10	ϕ 158,89	ϕ 158,93	0,83
20	1900	ϕ 299,86	ϕ 299,87	ϕ 300,37	ϕ 300,38	0,51	ϕ 158,08	ϕ 158,10	ϕ 158,90	ϕ 158,92	0,82
21	2000	ϕ 299,86	ϕ 299,87	ϕ 300,37	ϕ 300,38	0,51	ϕ 158,08	ϕ 158,10	ϕ 158,90	ϕ 158,92	0,82
22	2100	ϕ 299,86	ϕ 299,87	ϕ 300,34	ϕ 300,35	0,48	ϕ 158,08	ϕ 158,10	ϕ 158,89	ϕ 158,91	0,81
23	2200	ϕ 299,86	ϕ 299,87	ϕ 300,33	ϕ 300,34	0,47	ϕ 158,08	ϕ 158,10	ϕ 158,89	ϕ 158,91	0,81
24	2300	ϕ 299,86	ϕ 299,87	ϕ 300,33	ϕ 300,34	0,47	ϕ 158,08	ϕ 158,10	ϕ 158,88	ϕ 158,90	0,80
25	2400	ϕ 299,86	ϕ 299,87	ϕ 300,33	ϕ 300,34	0,47	ϕ 158,08	ϕ 158,10	ϕ 158,88	ϕ 158,90	0,80

Project

Project Created

Wednesday, December 03, 2003 at 12:09:09 PM

Project Last Modified

Wednesday, December 03, 2003 at 12:39:44 PM

Report Created

Wednesday, December 03, 2003 at 1:13:43 PM

Software Used

ANSYS DesignSpace 7.0

Database

D:\Elbit\VALI_lucreaza\canon\ansys\canon152max.dsdb

1. Summary

This report documents design and analysis information created and maintained using the ANSYS DesignSpace® engineering software program. Each scenario listed below represents one complete engineering simulation.

Scenario 1

- Based on the AGP part "*No Title.agdb*".
 - Considered the effect of structural loads and structural supports.
 - Calculated structural results.
 - No convergence criteria defined.
 - No alert criteria defined.
 - See Scenario 1 below for supporting details and Appendix A1 for corresponding figures.
-

2. Introduction

The ANSYS DesignSpace CAE (Computer-Aided Engineering) software program was used in conjunction with 3D CAD (Computer-Aided Design) solid geometry to simulate the behavior of mechanical parts under thermal/structural loading conditions. ANSYS DesignSpace automated FEA (Finite Element Analysis) technologies from ANSYS, Inc. to generate the results listed in this report. Each scenario presented below represents one complete engineering simulation. The definition of a simulation includes known factors about a design such as material properties per part, contact behavior between parts (in an assembly), and types and magnitudes of loading conditions. The results of a simulation provide insight into how the parts may perform and how the design might be improved. Multiple scenarios allow comparison of results given different loading conditions, materials or geometric configurations.

Convergence and alert criteria may be defined for any of the results and can serve as guides for evaluating the quality of calculated results and the acceptability of values in the context of known design requirements.

- *Solution history* provides a means of assessing the quality of results by examining how values change during successive iterations of solution refinement. *Convergence criteria* sets a specific limit on the allowable change in a result between iterations. A result meeting this criteria is said to be "converged".
- *Alert criteria* define "allowable" ranges for result values. Alert ranges typically represent known aspects of the design specification.

The discussions below follow the organization of information in the ANSYS DesignSpace "Explorer" user interface. Each scenario corresponds to a unique branch in the Explorer "Outline". Names emphasized in "double quotes" match preferences set in the user interface.

All values are presented in the "*Metric (mm, kg, MPa, °C, s)*" unit system.

Notice

Do not accept or reject a design based solely on the data presented in this report. Evaluate designs by considering this information in conjunction with experimental test data and the practical experience of design engineers and analysts. A quality approach to engineering design usually mandates physical testing as the final means of validating structural integrity to a measured precision.

3. Scenario 1

3.1. "Model"

"Model" obtains geometry from the AGP part "No Title.agdb".

- The bounding box for the model measures 152.0 by 152.0 by 175.0 mm along the global x, y and z axes, respectively.
- The model weighs a total of 24.3 kg.

Table 3.1.1. Parts

Name	Material	Nodes	Elements
"Part 1"	" <u>Structural Steel</u> "	6047	1287

3.1.1. Mesh

- "Mesh", associated with "Model" has an overall relevance of -11.
- "Mesh" contains 6047 nodes and 1287 elements.

No mesh controls specified.

3.2. "Environment"

"Environment" contains all loading conditions defined for "Model" in this scenario. The following tables list local loads and supports applied to specific geometry.

3.2.1. Structural Loading

Table 3.2.1.1. Structural Loads

Name	Type	Magnitude	Vector
"Pressure"	Surface Pressure	259.0 MPa	N/A
"Force"	Surface Force	183,264.0 N	[0.0 N x, 0.0 N y, -183,264.0 N z]
"Pressure 2"	Surface Pressure	610.0 MPa	N/A
"Pressure 4"	Surface Pressure	750.0 MPa	N/A

3.2.2. Structural Supports

Table 3.2.2.1. Structural Supports

Name	Type	Reaction Force	Reaction Vector
"Fixed"	Fixed	3.8×10^6 N	$[9.2 \times 10^{-3}$ N x, 2.66×10^{-3} N y, -

Support" Surface 3.8×10⁶ N z]

3.3. "Solution"

"Solution" contains the calculated response for "Model" given loading conditions defined in "Environment".

It was selected that the program would choose the solver used in this solution.

3.3.1. Structural Results

Table 3.3.1.1. Values

Name	<u>Scope</u>	Minimum	Maximum	Alert Criteria
"Equivalent Stress"	"Model"	11.48 MPa	691.77 MPa	None
"Strain Intensity"	"Model"	8.14×10 ⁻⁵ mm/mm	4.82×10 ⁻³ mm/mm	None
"Total Deformation"	"Model"	0.0 mm	0.15 mm	None
"Stress Intensity"	"Model"	12.52 MPa	740.86 MPa	None

- Convergence tracking not enabled.

Appendixes

A1. Scenario 1 Figures

No figures to display.

A2. Definition of "Structural Steel"

Table A2.1. "Structural Steel" Properties

Name	Type	Value
Modulus of Elasticity	Temperature-Independent	200,000.0 MPa
Poisson's Ratio	Temperature-Independent	0.3
Mass Density	Temperature-Independent	7.85×10^{-6} kg/mm ³
Coefficient of Thermal Expansion	Temperature-Independent	1.2×10^{-5} 1/°C
Thermal Conductivity	Temperature-Independent	0.06 W/mm·°C
Specific Heat	Temperature-Independent	434.0 J/kg·°C

Table A2.2. "Structural Steel" Stress Limits

Name	Type	Value
Tensile Yield Strength	Temperature-Independent	250.0 MPa
Tensile Ultimate Strength	Temperature-Independent	460.0 MPa
Compressive Yield Strength	Temperature-Independent	250.0 MPa
Compressive Ultimate Strength	Temperature-Independent	0.0 MPa

- Description: *"Fatigue Data at zero mean stress comes from 1998 ASME BPV Code, Section 8, Div 2, Table 5-110.1"*
- Material data file: *"C:\Program Files\ANSYS Inc\v70\AISOL\CommonFiles\Language\en-us\EngineeringData\Materials\Structural_Steel.xml"*

Table A2.1. Thermal Conductivity vs. Temperature

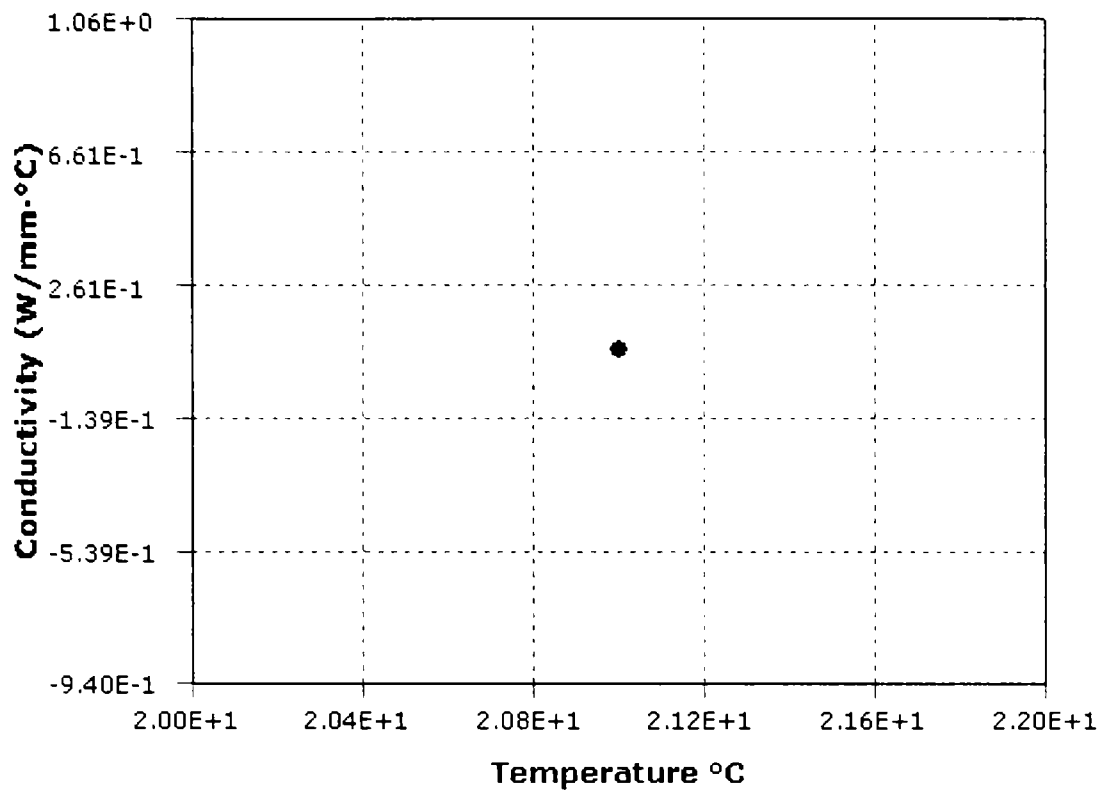
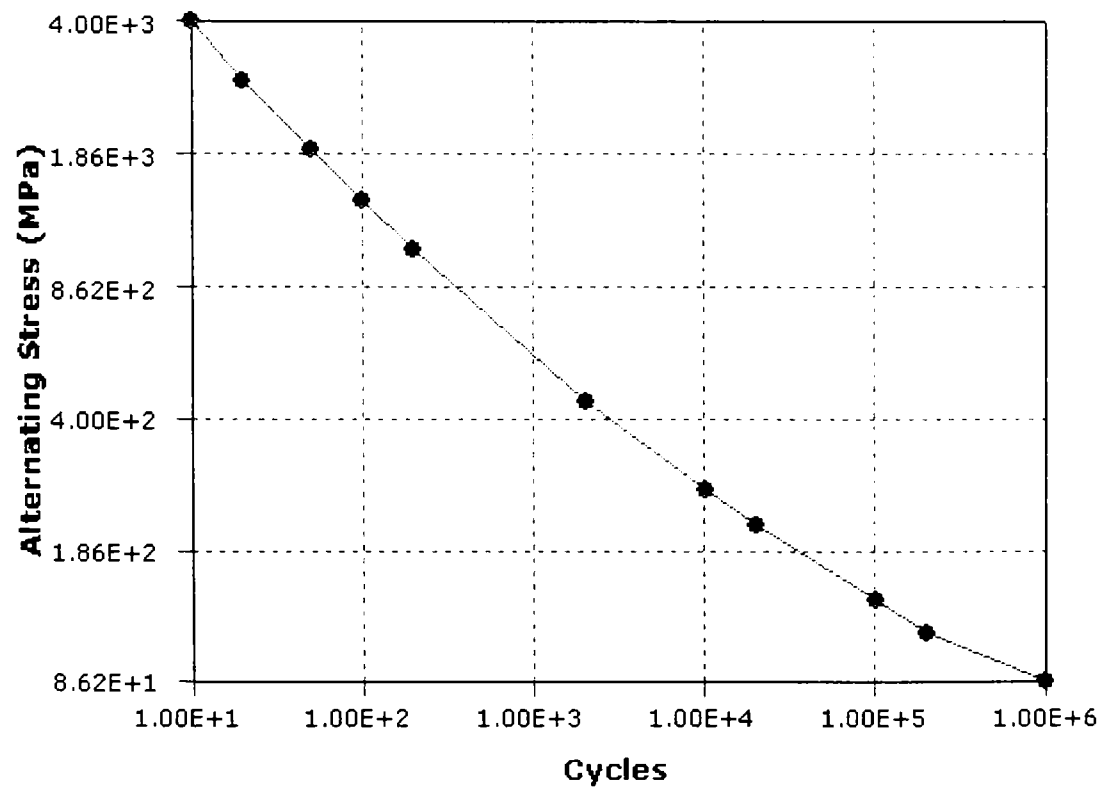


Table A2.2. Alternating Stress vs. Cycles



Alert Criteria

Alerts cause ANSYS DesignSpace to flag results that exceed minimum or maximum allowable values.

Bonded Contact

Prevents contacting regions on selected surfaces from sliding or separating. "Glues" the surfaces together.

Bounding Box

A three-dimensional cube aligned to the global x, y and z axes that exactly contains a part or assembly.

Convergence Tracking

Convergence tracking causes ANSYS DesignSpace to iteratively refine the solution until the criteria for allowable change in the result is met or the maximum number of loops is exhausted.

Frictionless Contact

Models standard nonlinear unilateral contact. Allows free sliding and gaps to form at contact interface.

No Separation

Prevents contacting regions on selected surfaces from separating. Frictionless sliding may occur.

Relevance

Defines the acceptable accuracy for a part and values the importance of parts in an assembly. The relevance range extends from -100 to +100, where -100 implies maximum software speed and +100 implies maximum accuracy in calculating results.

Rough Contact

Nonlinear contact that allows gaps to form at contact interface but does not allow sliding (infinite coefficient of friction).

Scope

Filters a result to selected geometry. If combined with convergence tracking, focuses refinement activity on the selected geometry.

Simplification

A software technique for removing negligible geometry for parts to improve reliability, increase speed and reduce overhead. The simplification range extends from -100 to +100, where -100 implies aggressive simplification and +100 implies highly selective simplification.

Visible

A user preference that controls the visibility of parts in figures in this report. Unlike suppressed parts, invisible parts are fully considered in the calculation of results.

A4. Distributing This Report

The following table lists the files that you need to include for posting this report to an Internet or Intranet web server or for moving this report to a different location. Store all files in the same folder as the HTML page.

This report was originally generated in the folder "C:\Documents and Settings\mnicoara.COMPOSITE.000\Application Data\Ansys\v70\".

Table A4.1. Files Included In This Report

File Name	Description
"DSReport.htm"	This HTML page.
"StyleSheet.css"	The Cascading Style Sheet used to format the HTML page.
"OurLogo.gif"	The Company image displayed at the top of the title page.
"CompanyLogo.gif"	The ANSYS DesignSpace image displayed at the top of the title page.
"Table0001.jpg"	Table A2.1. "Thermal Conductivity vs. Temperature" Thermal Conductivity vs. Temperature
"Table0002.jpg"	Table A2.2. "Alternating Stress vs. Cycles" Alternating Stress vs. Cycles

STRESS SIMULATION IN THE PIN-TOOL USED IN THE AUTO-FRETTAGE PROCES OF BARRELS WORKING AT HIGH PRESSURE, WITH FINITE ELEMENT ANALYSES

Tudor ICLANZAN^{*}, Valentin SEICULESCU^{**}, Petru LATCU^{***}

^{*}"Politehnica" University of Timisoara, ticlanzan@eng.utt.ro,

^{**}"Politehnica" University of Timisoara, vseiculescu@eng.utt.ro,

^{***} Uzina Mecanica Resita, arlatcu@yahoo.com,

Abstract: The auto-frettage process is used to improve the physical characteristics of barrels in high pressure service, hydraulic cylinders, extrusion tools cavity, e.g. In the purposes of reducing the number of high cost experiments the paper propose the process simulation by FEM/FEA. Using Ansys 5.7 environment, contact pressure, stress and strain, pin-tool push force e.g. can be accurately simulated.

Keywords: barrel auto-frettage, FEM/FEA simulation

1. The principle of the mechanical auto-frettage

In the technical literature there are known several methods to increase the high pressure service inside of the barrels by drawing outside of them, tubes or by coiling a high strength steel wire around the critical area in controlled pre-tension conditions. The new techniques especially used in the artillery barrels manufacturing consist in the creation of a controlled state of a resident stress inside the tubes differentially distributed in the length, able to compensate an increasing service pressure rate. In this case are used two main procedures: one is using high pressure liquids inside but with many technical problems as leaks or complex equipment necessary, and the other one which is based upon the forced passage of a pin-tool having a greater diameter than the hole of the barrel. In the figure1 it is shown the principle of the mechanical auto-frettage.

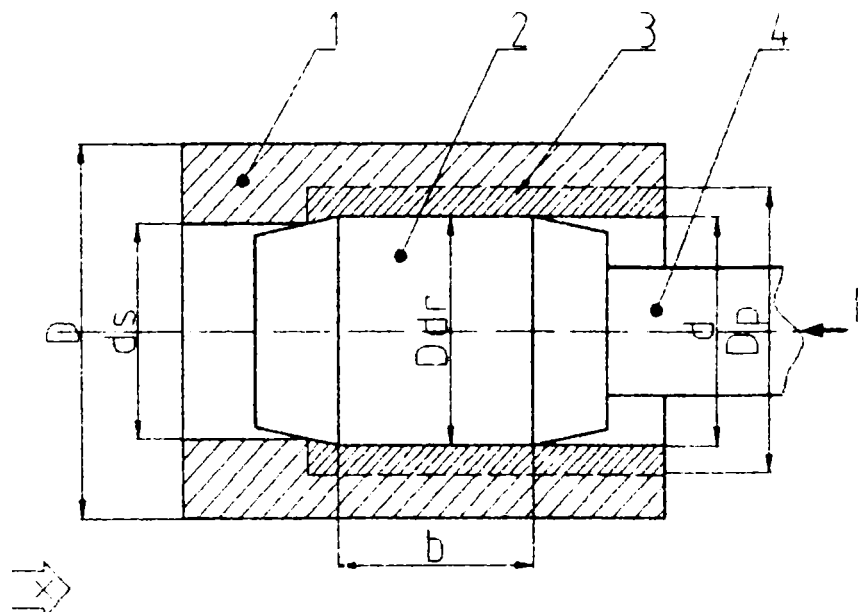


Fig. 1. The principle of the mechanical auto-frettage

A pin-tool 2, having an appropriate geometry, is pushed by the rod 4 via a press ram through the hole of the barrel 1. From the interaction between the contact pair surfaces of the pin and the barrel results a resident state of stress in the region 3 which is in relation with the difference between the initial diameter d_i of the barrel hole and the diameter D_p of the tool. If the extension of the auto-fretted area represent approximately 80% of the external diameter D of the barrel, practically it is considered a total auto-fretage case.

2. Theoretical approach of the stress-strain yield in the steady state case

Taking in consideration the geometry in the Fig.1 and the associate parameters result the diameter of the auto-fretted area:

$$D_p = d \cdot \sqrt{0,68 \left\{ \frac{E \cdot \varepsilon}{\sigma_r} + 0,1 \left[\sqrt{\left(10 - \frac{D}{d}\right) \left(\frac{D}{d} - 1\right)} - \frac{3}{4} \right] \right\}} \quad [\text{mm}] \quad (1)$$

Where:

E - is the Young's modulus

ε - is the relative deformation rate ($\varepsilon = \frac{d-d_i}{d_i}$)

σ_r - is the strength tensile

D - is the outer diameter

d - is the inner diameter after the auto-fretage

d_i is the previous inner diameter

The necessary force to push the pin-tool through a cylindrical hole of the barrel is:

$$F = [(K_1 + K_2) \cdot \pi \cdot \frac{D^2 - d^2}{4} + K_3 \cdot \pi \cdot \frac{D^2 - d^2}{4}] \cdot \sigma_r \quad [N] \quad (2)$$

Where:

$$K_1 = \frac{\text{tg} \alpha + \mu \cdot \ln(1 + \varepsilon)}{\text{tg} \alpha - \mu \cdot \text{tg}^2 \alpha} \quad (3)$$

$$K_2 = \frac{2\mu \cdot b}{d} \quad (4)$$

$$K_3 = 0,28 \cdot (2 \cdot \text{tg} \alpha + \mu) \quad (5)$$

The optimal value for α , of the half tool's active angle results by solving the first order differential of the force equation (2) as following:

$$\alpha = \text{arctg} 3,57 \cdot \mu^2 \cdot \varepsilon \cdot \frac{\sqrt{0,28 \cdot \frac{D_p^2}{d^2} + 1 - 1}}{\frac{D_p}{d^2} - 1} \quad (6)$$

The length of the calibration area of the pin-tool can be approximate by the equation;

$$b = 0,35 \cdot d^{0,6} \quad [\text{mm}] \quad (7)$$

3. CAD/FEM/FEA simulation for the mechanical auto-fretage process

3.1. CAD modeling of the pin tool and barrel

The geometrical model of the assembly pin-tool and the characteristic section of the barrel is shown in Fig.2. It was developed in the Mechanical Desktop environment as 3D solid assembly and prepared for export to Ansys in Acis (.sat) neutral format. It can be seen in the isometric half-view the tool 2 which interacts with the barrel's inner surface. The simplified model of this assembly was also created directly in Ansys 5.7 environment as an hollow cylinder having the depth equal with the length of the pin-tool calibration area and a hole with the same diameter as in the barrel and a cylinder representing the tool's envelope. In this manner it can be simulated quasi-static the passage of the tool through the barrel.

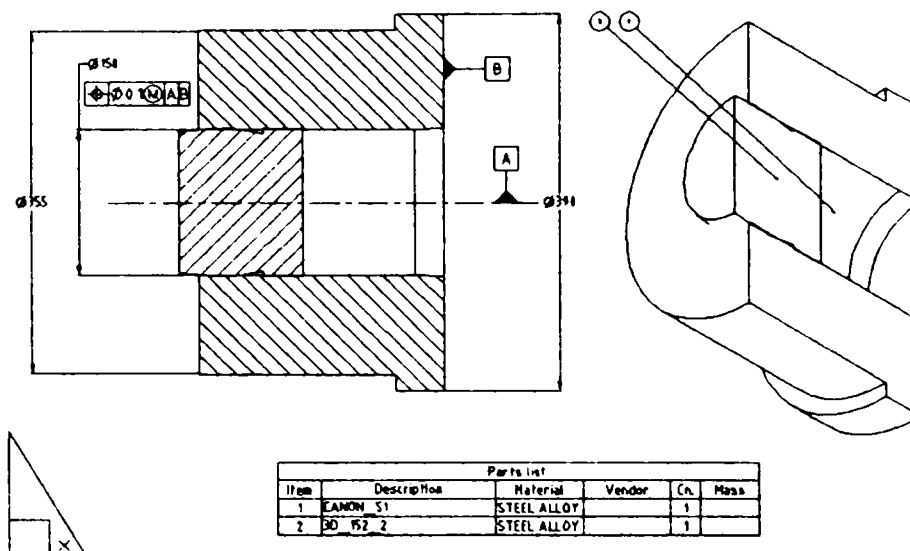


Fig. 2. The solid model of the tool-pin and the barrel assembly

3.2. FEM/FEA approach of the mechanical auto-frettage

For FEM/FEA simulation was used the Ansys 5.7 and Ansys Design Space 7 products, and was study the possibility to optimise the model in order to reduce the analyses time and the computer necessary resources, keeping an acceptable accuracy. The simulation is a 3-D analysis of a steel pin contacting a smooth pinhole in a cylindrical block. Because of the inherent symmetry of the model, it was performed the analysis on a quarter symmetry model. Also it was defined two different load steps. The objective of the first load step was to observe the interference fit stresses of the pin, which is geometrically thicker than its pinhole. The objective of the second load step was to observe the stresses, contact pressures and reaction forces due to the motion of the pin being pulled out from the block. Next in the problem description will be shown the most important steps as following:

- The problem type was chosen as a structural problem with a non-linear quasi-static model assumption;
- The material was defined as structural linear elastic and isotropic with the Young's modulus $E_X=32e6$ N/mm²;
- The element type used is SOLID 92, TARGE170 and CONTA174;

In the figure 3 there are shown the meshed models: in the left the complete model and the simplified in the right.

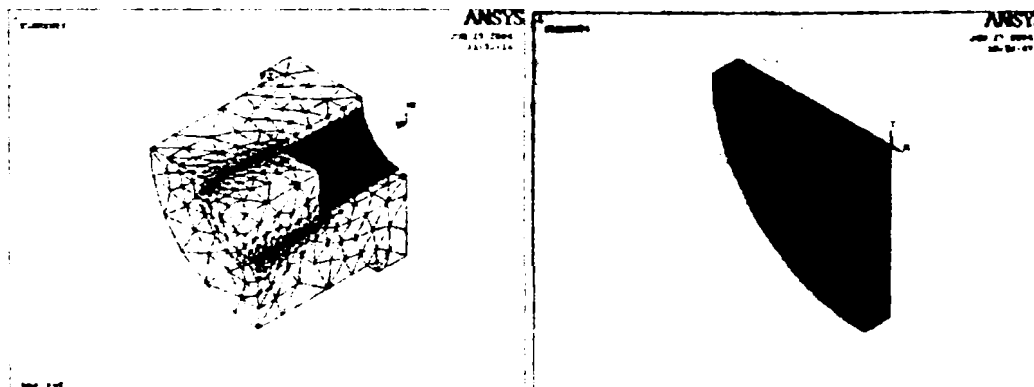


Fig. 3. Meshed models for the pin-tool and barrel assembly

In order to solve the first load step, which is the interaction between the contact surfaces of the pin-tool and the barrel it was used 'Contact Wizard' command to create the contact pair. This command enables the user to select, by picking with the screen cursor, the target surface on the barrel and next the contact surface on the pin-tool. Also in this step the system prompts to declare the friction coefficient between both surfaces ($\mu=0,3$). In the Fig.4 there are presented those surfaces, in left for the complete model and in the right for the simplified one. In relation with the complexity of the model and the size of the meshing, this step can require a large time to calculate the stress-strain field in the parts. The analyses, is performed in this step based upon the following options: large displacement static, time at the end of load step 100 and disabling the automatic time stepping. Also it is important not to save the database in this step in order to preserve as initial condition the stress distribution for the next quasi-static step.

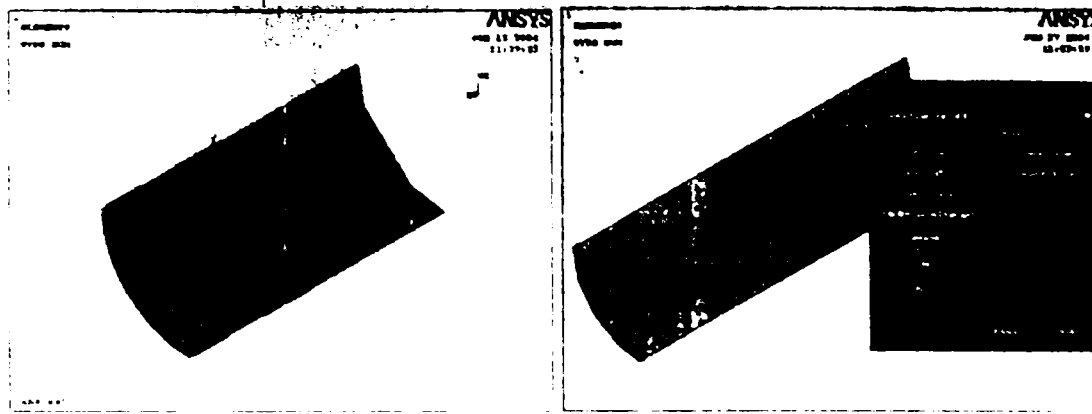


Fig. 4. Creating the contact pair using 'Contact Wizard' option

In the second step there were defined the coupled nodes in order to apply DOF constraints to one node, called a "master" node, which is coupled to all the nodes on the front surface area of the pin-tool. In this way all coupled nodes are forced to assume the same displacement value in the specified UZ nodal coordinate direction. In the first load step to investigate the results of an interference fit problem, the displacement was zero. In the second load step the master node (and all coupled nodes associated with it) will be given the displacement value of the length of the barrel at least, to observe the effects of pulling the pin out of the block. In the Fig.5 it is shown the process to create the coupled DOF vs. master.

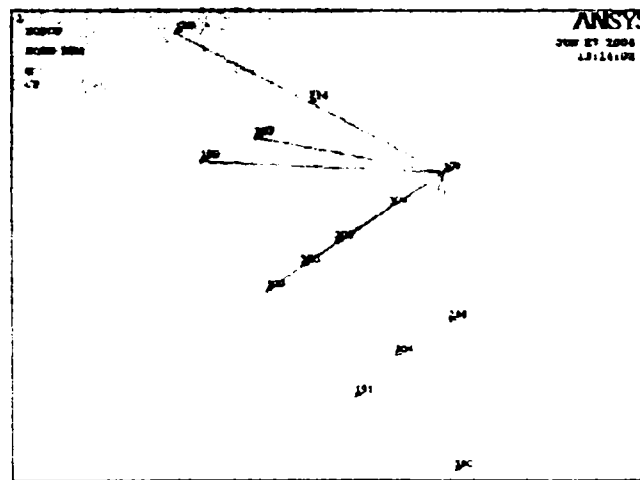


Fig. 4. Creating the master DOF and coupling nodes to it

It is important that for both load steps, ramped loading to be applied instead of stepped loading. This is the default condition for a static analysis when the SOLCONTROL command is ON.

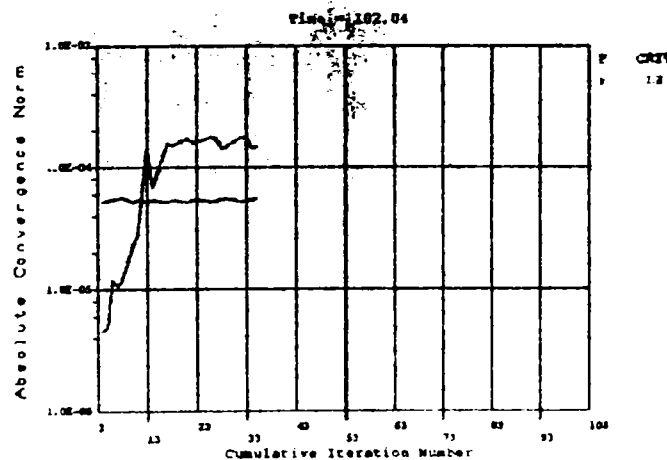


Fig. 5. The convergence process in the solution calculus

If deformations do not exceed certain value the system will work properly and the solution is obtained in an iterative process that converges after a minimal number of iterations. The solution provides information as: the stress distribution in the barrel and tool, the contact pressure distribution and the pulling out total force for the pin-tool.

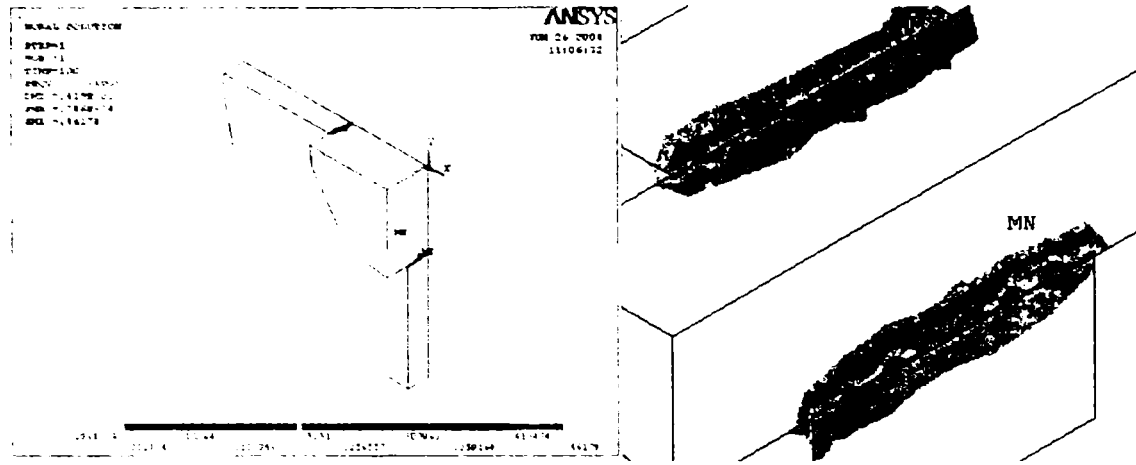


Fig. 7. Stress field due the contact interaction pin-tool and the barrel

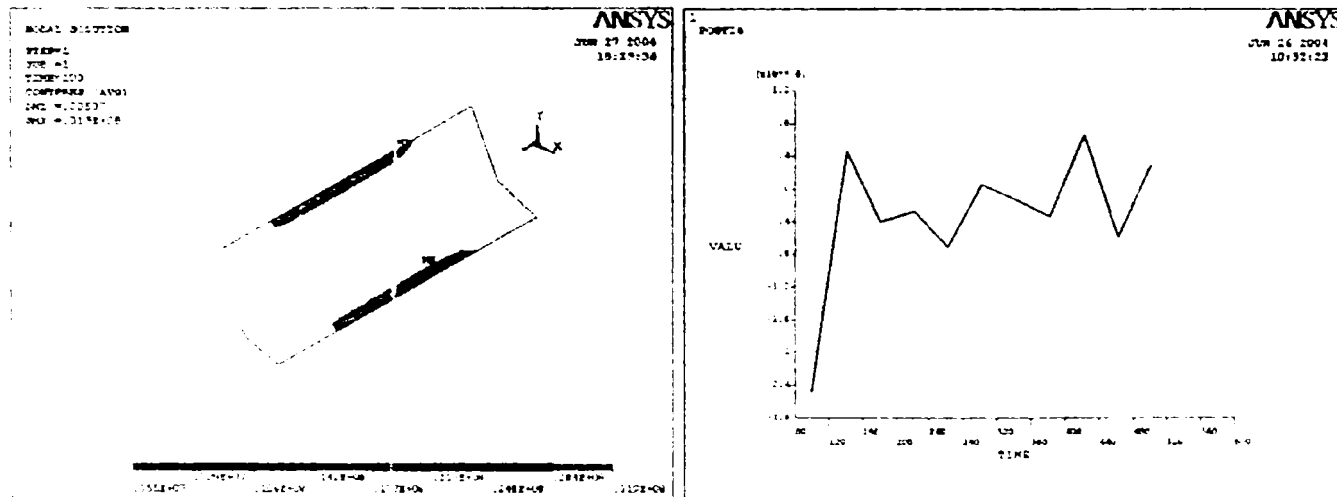


Fig. 8. The contact pressure distribution and the total force to pulling out the pin-tool

A more accurate graphical report concerning the stress distribution and the total deformation can be obtained using the Ansys DS7 and Workbench environment from Ansys products. A multiple section in the two symmetrical planes through the model is shown in Fig.9. This product has several power-full characteristics like automatic contact surface detection, or assembly mode working keeping the CAD design 3D constraints between its components.

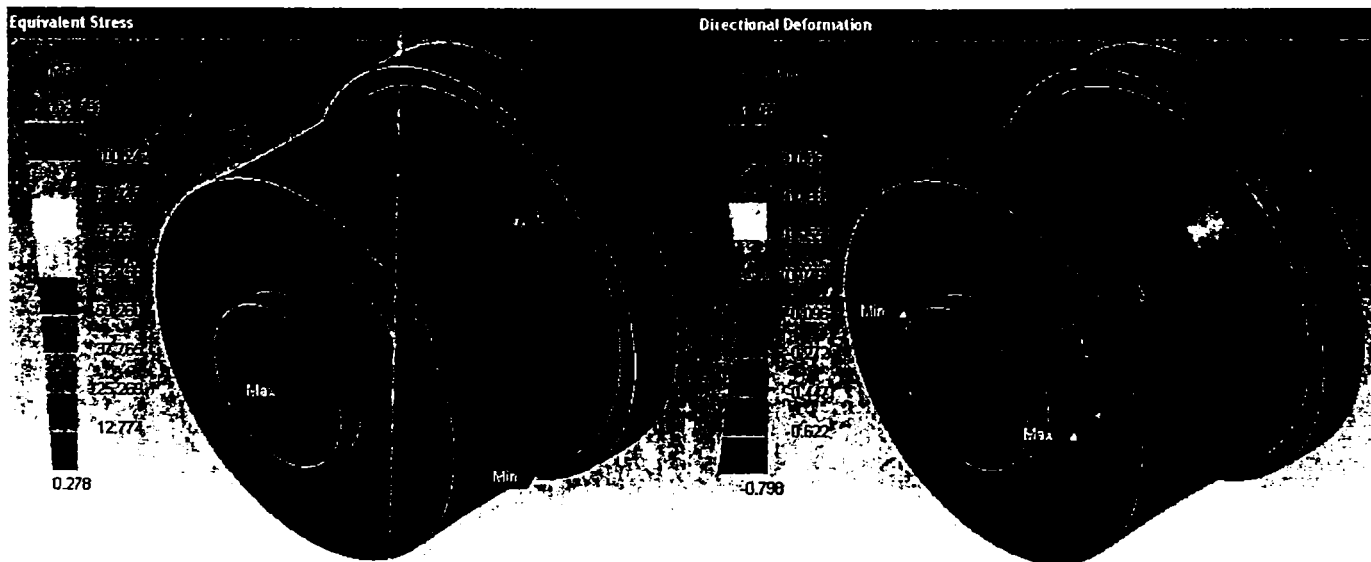


Fig. 9. The equivalent (von-Misses) stress distribution and the total deformation

Easy contact constraints as bonded surfaces, friction-less or pinhole conditions can be programmed. The direct association with CAD systems as Mechanical Desktop, Inventor or Solid Works avoid reverse engineering dialog in order to test and modify on line the CAD design concept.

1. Conclusions

If we compare the simulated results obtained by using Ansys environment with the results, which are given by solving equations presented in the 2nd header and shown in the table1 we can observe a good correlation, with errors less than 4 ... 18%. The values in table 1 were calculated based upon the real deformation of the barrel and the pin-tool measured in an experimental test. Each row represents an individual test made with the same pin-tool on the three different barrels machined in similar conditions as dimension's tolerance and surface texture. After the third passage of the tool due the high contact pressure between the active surfaces, the tool is completely damaged.

Table 1. Theoretical results for the auto-frettage

Outer pressure on the barrel	Auto-frettage pressure	Resident deformation on the barrel	Resident deformation on the pin-tool
[Mpa]	[Mpa]	[mm]	[mm]
138.4	872	0,004	0,012
75.6	994	0,004	0,013
107	933	0,004	0,013

Due the high cost of the material and the machining of the barrel and the tool for the auto-frettage process in the conditions of a quite uncertain result a virtual process simulation is more profitable but does not eliminate experimental tests.

References

- [BUZ 79] BUZDUGAN GH.,BLUMENFELD M., (1979) *Calculul de rezistenta al pieselor de masini*. Editura Tehnica, Bucuresti.
- [DUM 96] DUMITRU I, (1996). Present Stage Regarding Numerical Simulation of Mechanical Impacts *Buletinul Stiintific si Tehnic al Universitatii Politehnica din Timisoara*, Vol.41, No.55,
- [DUM 97] DUMITRU I, (1997). *Rezistenta materialelor. Bazele teoretice in oboseala materialelor, mecanica ruperii. composite si metode numerice*. Litografia Universitatii Politehnica Timisoara
- [FEN 04] FENG H, DONT B , MUGHRABI H.,(2004). *Finite-element modelling of low-temperature autofrettage of thick-walled tubes of the austenitic stainless steel AISI 304 L: Part II. Thick-walled tube with cross-bore*, available at: <http://www.iop.org/EJ/abstract/0965-0393/6/1/007>
- [HER 83] HERTZBERG R., (1983). *Deformation and Fracture of Engineering Materials*. JhonWiley&Sons.
- [MOA 03] MOAVENI S.,(2003). *Finite Element Analysis: Theory & Applications with ANSYS, Second Edition*. Prentice Hall. ISBN 0131112023.
- [POP 71] POPESCU GH. (1971). *Proiectarea materialului de artilerie. Proiectarea tevilor si inchizatoarelor* Academia Militara, Bucuresti.

Authors:

Dr.Ing. Tudor ICLANZAN, Professor, "Politehnica" University of Timisoara, Manufacturing Engineering Department, Mihai Viteazul No.1, 300222 Timisoara, Romania, E-mail, ticlanzan@eng.utt.ro, Phone/Fax: +40 (0) 256 403604/403021.

Dr.Ing. Valentin SEICULESCU, Associate Professor, "Politehnica" University of Timisoara, Manufacturing Engineering Department, Mihai Viteazul No.1, 300222 Timisoara, Romania, E-mail, vseiculescu@eng.utt.ro, Phone/Fax: +40 (0) 256 403604/403021.

Ing. Petru LATCU, Engineer, C.N.ROMARM S.A., SC ARSENAL RESITA SA, *Uzina Mecanica Resita*, E-mail, arlatcu@yahoo.com

Anexa 6

Date de intrare

D1	D2	E	Ep	Sgmc	2D2	Sgmr
mm	mm	Mpa	Mpa	Mpa		N/mm ²
150	340	207000	2858,7	1020	115600	1042

k	x	a	Dc	b	beta	Dc2
	%		mm			
2,2666666667	80	1,8133333333	272	1,25		73984

pc	g	pf	f	e
Mpa	mm	Mpa	mm	mm
183,6	0,003811	796,0844251	0,01222	0,002628

Dta2	Dta1	Epsfi1	dta1	Epsfi2	dta2	difinal	difinal2
mm	mm	mm	mm	mm	mm	mm	
0,89352657	1,833036	0,006415562	0,962334	0,000999	0,339647	150,9623343	22789,62638

Dimensionare dorn

Epsfid	dtad	d
	mm	mm
-0,001922909	0,288436	152,5069339

niu	epsilon	tgalfa	b	k1	k2	k3	Forta [KN]
0,307	0,016438	0,451996162	14,14988	0,03179	0,090586	0,339077851	2348,935124
niu2	niu3	tg2alfa	b real				
0,094249	0,028934	0,204300531	22,5				

radical	1	arctgalfa
36,37905908	0,012425	24,32278623

Verificare bara la fambaj

E	I min	I flambaj
21000	37,5	140

lambda zero
82,1625

coefic.siguranta

Forta crt. [KN]
3961,446429

Verificare solicitare dorn	N/ mm patrat	Sigma Z	Tau	YZ
sigma X	Sigma Y	-8,04085449	218,0064114	
-796,084425	621012,67	621012,6691	285160,7725	

Sigma echiv.
0,707106781

Coeficient sig.
2,414634883

Date de intrare

D1	D2	E	Ep	Sgmc	2D2	Sgmr
mm	mm	Mpa	Mpa	Mpa		N/mm2
158	315	207000	2858,7	1020	99225	1042

Teoria 3

k	x	a	Dc	b	beta	Dc2
	%		mm			
1,993670886	80	1,594936709	252	1,25		63504

pc	g	pf	f	e
Mpa	mm	Mpa	mm	mm
183,6	0,003811	662,6661982	0,009379	0,002628

Dta2	Dta1	Epsf1	dta1	Epsf2	dta2	difinal	difinal2
mm	mm	mm	mm	mm	mm	mm	
0,827826087	1,481812	0,004089952	0,646212	0,0008232	0,259306	158,6462124	25168,6207

Dimensionare dorn

Epsfid	dtad	d
	mm	mm
-0,001600643	0,252902	159,8751225

niu	epsilon	tgalfa	b	k1	k2	k3	Fora [KN]
0,307	0,011729	0,213168996	14,59796	0,0304459	0,115215	0,205334638	1526,225235
niu2	niu3	tg2alfa	b real				
0,094249	0,028934	0,045441021	30				

radical	1	arctgalfa
35,46418417	0,006011	12,03356908

Verificare bara la fambaj

sigma bara	E	I min	I flambaj
800	21000	39,5	132,9114

lambda zero
82,1625

Fora crt. [KN]
4629,683166

coefic.siguranta
3,033420665

Verificare solicitare dorn N/ mm patrat		
sigma X	Sigma Y	Sigma Z
-662,666198	-662,6662	-4,75408793
0	432848,34	432848,3448
		Tau YZ
		101,3413854
		61620,45833

Sigma echiv.
680,9247932
0,707106781

Coefficient sig.
3,098726939

Teava fi 132

Date de intrare

D1	D2	E	Ep	Sgmc	2D2	Sgmr
mm	mm	Mpa	Mpa	Mpa		N/mm ²
132	265	207000	2858,7	1020	70225	1042

Teoria 3

k	x	a	Dc	b	beta	Dc2
	%		mm			
2,007575758	70	1,40530303	185,5	1,4285714		34410,25

pc	g	pf	f	e
Mpa	mm	Mpa	mm	mm
260,1	0,003687	608,2891255	0,00713	0,0020121

Dta2	Dta1	Epsfi1	dta1	Epsfi2	dta2	difinal	difinal2
mm	mm	mm	mm	mm	mm	mm	
0,533200483	0,941142	0,002430239	0,320792	0,0004221	0,111853	132,3207916	17508,79188

Dimensionare dorn

Epsfid	dtad	d
	mm	mm
-0,001469297	0,193947	133,0679865

niu	epsilon	tgalfa	b	k1	k2	k3	Forta [KN]
0,307	0,008026	0,088971515	13,10516	0,0365759	0,138425	0,135784048	942,3308974
niu2	niu3	tg2alfa	b real				
0,094249	0,028934	0,00791593	30				

radical	1	arctgalfa
34,1307514	0,002607	5,084304901

Verificare bara la fambaj

E	I min	I fambaj
21000	33	159,0909

lambda zero
82,1625

coefic.siguranta
2,864826812

Forta crt. [KN]
2699,614821

Verificare solicitare dorn N/ mm patrat		
sigma X	Sigma Y	Sigma Z
-608,289125	-608,28913	-4,23707958
0	364878,87	364878,8742
		Tau YZ
		75,1759531
		33908,54354

Sigma echiv.
617,9264891
0,707106781

Coeficient sig.
3,414645653