

INSTITUTUL POLITEHNIC "TRAIAN VUIA" TIMISOARA
FACULTATEA DE MECANICA

Arjoca Ioan

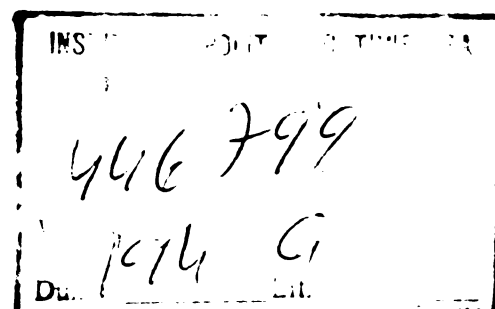
Teză de doctorat

CERCETAREA PROCESELOR DE SUDARE PRIN PRECARE
CU SI FARA MATERIAL DE ADAOS

BIBLIOTECA CENTRALĂ
UNIVERSITATEA "POLITEHNICA"
TIMIȘOARA

Conducător științific
Profesor Traian Sălăgean
membru corespondent al
Academiei RSR

1982



INTRODUCERE

Problemele energetice cu care se confruntă omenirea în etapa actuală orientează activitatea cercetătorilor din domeniul sudurii spre studierea și promovarea procedeelor și tehnologiilor care au ca efect reducerea consumurilor energetice, de materiale și materii prime.

În această competiție se afirmă procedeele neconvenționale care reușesc să soluționeze în mod avantajos o mulțime din problemele puse sudurii. Astfel, procedeul de sudare prin frecare, cu un consum energetic mai mic decât procedeele convenționale de sudare cu arcul electric sau electric prin presiune, permite realizarea unor suduri de calitate la o gamă de materiale mult superioară acestor procedee, în condițiile obținerii unor importante economii de energie electrică, materiale și manoperă.

Preocupările legate de sudarea prin frecare în cadrul Institutului de sudură și încercări de materiale din Timișoara, au început în anul 1971, când s-a constituit un colectiv de cercetare a procedeului. Acest colectiv a studiat comportarea tehnologică la sudarea prin frecare a oțelurilor nealiate, slab aliate și aliate de diverse tipuri : de cementare, de îmbunătățire, inoxidabile, termorezistente, de scule și combinații ale acestora, aliaje de cobalt, aluminiu etc. Studiile s-au concretizat în elaborarea a peste 50 de tehnologii de sudare prin frecare a sculelor așchietoare, scule de mână, prăjini de foraj și a unor piese cu un important rol funcțional de la tractoare, autocamioane, locomotive, mașini de ridicat și transportat, mașini agricole etc. cu efecte economice estimate la peste 15 milioane lei economii pe an.

Paralel cu activitatea de cercetare tehnologică s-au proiectat și executat prototipurile a trei echipamente universale de sudare prin frecare cu forță axială maximă de 50, 100 și 400 kN.

Dintre acestea ultimele două tipuri au fost asimilate în producție de serie zero ce a permis reducerea cheltuielilor de import aferente și implementarea procedurii în ramuri industriale prioritare cum ar fi : industria minieră, metalurgică, constructoare de mașini.

Progresul tehnic înregistrat în ultimii ani în industrie a orientat activitatea de concepție spre realizarea unor echipamente specializate, complet automatizate, de mare productivitate cum sînt cele de sudare a supapelor de la autoturisme sau cele de sudare a axelor cardanice de la autoturisme și autocamioane.

În vederea extinderii domeniului de aplicare a acestui procedeu, deosebit de avantajos din punct de vedere tehnic și economic, la ISIM a fost dezvoltată, ca noutate pe plan mondial, varianta de sudare prin frecare cu material de ados. Această variantă deschide perspective largi la sudarea barelor și țevilor de orice lungime și de orice profil, sudarea "în teren" a conductelor, realizarea prin sudare a arborilor cotiți.

În cadrul institutului se desfășoară o bogată activitate de colaborare internațională cu specialiștii preocupați de sudarea prin frecare din URSS, RDG, RPP, RSC, RPU, activitate inclusă în convențiile de colaborare tehnico-științifice din domeniul sudurii încheiate între țările membre CAER.

Teza de doctorat, prima lucrare de acest gen care apare la noi în țară, sintetizează cunoștințele actuale și rezultatele cercetărilor efectuate la ISIM Timișoara în domeniul sudării prin frecare.

La elaborarea lucrării autorul s-a bucurat de grija și îndrumarea permanentă din partea conducătorului său științific profesorul Traian Sălăgean, membru corespondent al Academiei RSR. Autorul dorește să-și exprime stima și recunoștința sa față de conducătorul său științific cărui îi datorează formarea sa ca cercetător în domeniul sudurii.

Autorul își exprimă gratitudinea sa față de dr.ing. Clara Boarnă pentru sprijinul continuu pe care i l-a dat în desfășurarea activității profesionale și pentru climatul favorabil creat în laboratorul pe care l-a condus și din care autorul a făcut parte.

Autorul aduce mulțumiri conducerii ISIM pentru condițiile excelente create formării sale profesionale și desfășurării activității de cercetare științifică.

Autorul dorește să evidențieze activitatea colectivului de sudare prin sudare din cadrul ISIM, aportul pe care-l aduce la promovarea în producție a progresului tehnic, contribuția pe care o are la îmbogățirea patrimoniului tehnic și științific național și la afirmarea pe plan internațional a cercetării științifice românești.

1. PROCESUL DE SUDARE PRIN FRECARÈ

Sudarea prin frecare este un proces de sudare neelectrică prin presiune la care energia calorică necesară realizării sudurii este obținută prin frecarea dintre componentele de sudat.

Pentru a înțelege mecanismul formării sudurilor prin frecare trebuie cunoscute mecanismul formării sudurilor prin presiune și fenomenele care iau naștere în timpul frecării și uzării pieselor aflate în mișcare relativă una față de cealaltă.

1.1. Formarea sudurilor prin presiune

La sudarea prin presiune apar între suprafețele conjugate legături metalice, respectiv iau naștere forțe de interacțiune între atomi (ioni) de natura celor din interiorul fiecărui metal în parte. Din punctul de vedere al fizicii un metal oarecare este caracterizat de totalitatea ionilor cu sarcină pozitivă (dispuși în cazul ideal în colțurile rețelei cristaline) și un număr mare de electroni liberi (norul electronilor liberi), care se află în interacțiune simultană cu mai mulți ioni ai respectivului volum de metal. Această interacțiune a norului de electroni cu ionii rețelei determină integritatea corpului metalic. În anumite condiții pot apărea forțe de coeziune și între suprafețele de contact a două metale. Prin apropierea lor la distanțe foarte mici, comensurabile cu parametrii rețelei cristaline (de ordinul câtorva Å) între cele două corpuri poate avea loc un schimb de electroni liberi care trec prin suprafața de separație. Valoarea F a forțelor de interacțiune este, conform relației lui Schaler, invers proporțională cu distanța r dintre punctele de interacțiune ale suprafețelor

$$F = \frac{a}{r}$$

(1)

Un astfel de punct de vedere permite presupunerea că îmbinarea suprafețelor netede, curate și paralele între ele (suprafețe ideale) s-ar putea realiza spontan fără consum de energie din exterior. Suprafețele metalice reale sînt întotdeauna acoperite cu pelicule de oxizi, gaze absorbite și nu sînt netede. Suprafețele corpurilor solide sînt rugoase și acoperite cu proeminențe de mărimea micro sau macroscopică (figura 1). La apropierea unor astfel de suprafețe atingerea inițială se produce doar în puncte izolate, contactul are un caracter discret. Se deosebesc următoarele suprafețe : suprafață nominală S_n delimitată de marginile suprafeței (a și b pentru figura 1); suprafețele de atingere S_a , punctate în figura 1.

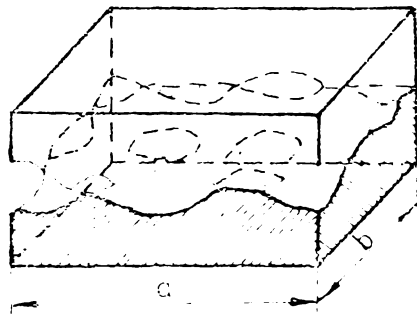


Figura 1. Modelul suprafeței corpului real.

Suprafața reală de contact S_a este cu mult mai mică decît suprafața nominală S_n și variază în limitele $S_r = \frac{1}{10^5} S_n \dots \frac{1}{10^2} S_r$. Este evident că la aceste dimensiuni ale suprafeței reale de contact, chiar dacă apar forțe de interacțiune între cele două corpuri formîndu-se legături metalice și chiar dacă rezistența locală a acestora este ridicată totuși rezistența unei astfel de îmbinări este mică față de rezistența materialelor componentelor.

Pentru a se ajunge la o îmbinare rezistentă, este necesară extinderea acestor legături unitare pe toată suprafața nominală sau pe cea mai mare parte a ei. Expriind aceasta în termeni matematici se poate spune că sudarea reprezintă integrala legăturilor unitare pe suprafața nominală.

Creșterea suprafeței de contact se realizează prin comprimarea capetelor componentelor de sudat cu ajutorul forțelor exterioare. În primul moment intră în contact un număr mic de microproeminențe dar sub acțiunea forțelor exterioare în aceste microproeminențe se dezvoltă tensiuni mari, care depășesc limita de curgere a materialului, ele sînt imprimare și intră în contact alte microproeminențe de înălțime mai mică ș.a.m.d. În acest fel suprafața reală de contact crește progresiv, atât prin creșterea suprafeței de contact a fiecărei microproeminențe cît și prin creșterea numărului de microproeminențe care intră în contact.

Realizarea unei suduri prin presiune rezistente este deci, posibilă numai în urma unei deformații plastice comune a microvolumelor structurilor superficiale ale metalelor componentelor de sudat. Pentru realizarea acestei deformații plastice este necesară aplicarea unei forțe exterioare și un consum oarecare de lucru mecanic.

Experimental este dovedit că pentru realizarea unei suduri netezirea suprafețelor în contact este insuficientă pentru îndepărtarea oxizilor și gazelor absorbite care împiedică formarea legăturii metalice. Pentru îndepărtarea acestora trebuie asigurată și curgerea macrovolumelor de metal în planul sudurii, ceea ce necesită un consum suplimentar de lucru mecanic din exterior.

Îmbunătățirea condițiilor de deformare plastică a capetelor componentelor de sudat în scopul îmbinării acestora se face prin reducerea artificială a limitei de curgere σ_c a materialelor.

La majoritatea metalelor σ_c scade brusc cu creșterea temperaturii. Această proprietate stă la baza sudării prin presiune. Deosebirea între diferite procedee constă în modul de introducere a căldurii în capetele componentelor de sudat și de modul de

aplicare a forței exterioare de compresiune. Dependența rezistenței sudurii de mărimea compresiunii exterioare a fost confirmată de cercetările lui Esser /11/ a căror rezultate se prezintă în figura 2. Din figură se vede că la temperatură constantă rezistența îmbinării crește pe măsura creșterii forței de compresiune și la forță constantă rezistența îmbinării crește cu creșterea temperaturii.

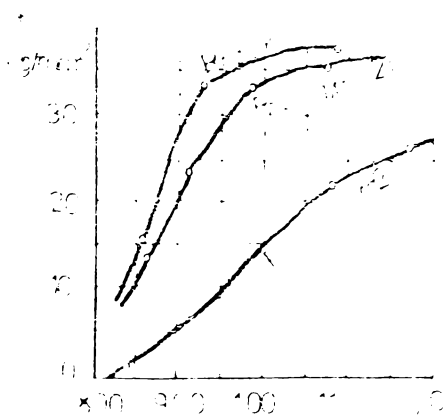


Figura 2. Dependența rezistenței sudurii de temperatura și presiunea la sudare.

O ipoteză asupra formării sudurilor prin presiune a fost formulată de M.H.Sorșovov ș.a. /11/ care într-o serie de cazuri permite chiar o interpretare matematică. În conformitate cu această ipoteză procesul de formare a sudurilor prin presiune cuprinde două stadii care decurg succesiv în timp.

A. Realizarea și extinderea contactului fizic, când în urma nivelării microproeminențelor numărul "punților de legătură" crește și suprafață reală tinde spre limită, respectiv suprafață nominală. În această etapă are loc curățirea suprafețelor de pelicule de oxizi și gaze absorbite.

B. Formarea legăturilor chimice, care condiționează rezistența sudurii.

Cinetica acestui proces se prezintă în figura 3.

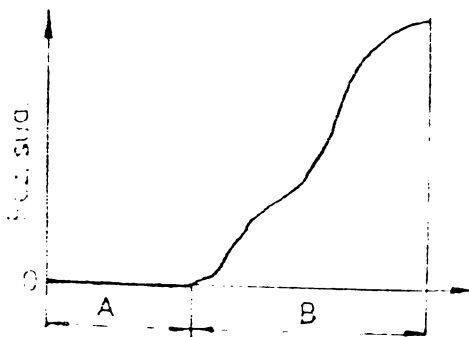


Figura 3. Cinetica procesului de formare a sudurilor în fază solidă.

În ambele etape ale procesului rolul principal îl are deformarea plastică a metalului și vâscozitatea lui la cald. Sub acțiunea încălzirii exterioare și în condițiile de temperatură existente, datorită deformării materialului la cald, în stadiul A se produce sprețierea suprafețelor și creșterea suprafeței reale de contact. Datorită vâscozității la cald și a deformărilor structurilor superficiale ale materialului în stadiul B se produce activarea chimică a metalului, ieșirea la suprafață a dialecațiilor și formarea nodurilor active (punților de legătură).

Considerând microproeminențele suprafețelor în contact de formă sferică, conică sau alte forme geometrice și aplicând legile teoriei vâscozității la cald, autorii au obținut ecuațiile duratei celor două etape și anume :

$$t_A = A \frac{1}{B \cdot p^2} \exp\left(\frac{E}{kT}\right) ; \quad \text{în care,} \quad (2)$$

p - presiunea medie pe suprafață netedă (curățirea suprafeței este luată în considerare de coeficientul A) ;

- B** - coeficient ;
T - temperatura, °K ;
k - constantă ;
n - indicele gradului (de obicei $n = 4 \dots 5$) ;
E - energia de activare în condițiile viscozității la cald.

$$t_B = \frac{1}{\nu(p;c)} \cdot \frac{N}{N_0} \exp \left(\frac{E_a}{kT} \right) \quad (3)$$

- $\nu(p;c)$ - frecvența de oscilație proprie a atomilor sau frecvența deplasării dislocației (p - presiunea ; c - mărime ce caracterizează compoziția și proprietățile materialului)
N - numărul legăturilor pe unitatea de suprafață ;
N₀ - numărul ruperilor de legături necesare pentru formarea unei suduri rezistente ; în mod obișnuit $N = (0,7 \dots 0,9)N_0$;
E_a - energia unei legături, adică energia de formare și deplasare a dislocației, în funcție de natura materialului, de tipul legăturilor între atomi, respectiv mecanismul și condițiile de activare a suprafeței.

Autorii ipotezei arată că împărțirea procesului în două stadii este arbitrară ; în realitate fenomenele chimice apar deja în primul stadiu și formarea contactului fizic pe toată suprafața se poate încheia în stadiul al doilea, însă rolul predominant al fiecărui din aceste procese (fizic și chimic) corespunde stadiului determinant. Ei arată că împărțirea în cele două stadii este evidențiată în special la sudarea materialelor diferite. La sudarea acelorși materiale stadiul pregătirii fizice a contactului și activarea chimică a suprafețelor de sudat de obicei, coincide în timp și în acest caz împărțirea procesului în două stadii este formală, dar permite o interpretare mai bună a fenomenelor.

La sudarea materialelor cu diferite grade de plasticitate, împărțirea procesului în două stadii corespunde în întregime realității : contactul fizic se formează pe toată suprafața în urma deformării ușoare și rapide a materialului mai plastic dar

sudura de rezistență apare numai după un timp deoarece, din cauza deformației și a ritmului încetinit al dislocațiilor la suprafața materialului mai greu deformabil, activarea chimică la început este insuficientă și este necesar un timp suplimentar pentru a o aduce la o valoare optimă.

1.2. Noțiuni despre teoria frecării

Frecarea, într-o exprimare simplistă, este definită ca rezistența ce apare în planul de tangență a două corpuri care se deplasează relativ unul față de celălalt sub acțiunea unei sarcini de compresie. Forța de rezistență, îndreptată în sens contrar deplasării, se numește forță de frecare. Raportul dintre forța de frecare și sarcina corpului comprimat (normală în raport cu suprafața de contact) îl constituie coeficientul de frecare.

Frecarea se poate clasifica în funcție de :

- cinetica pieselor în contact și anume : frecare de alunecare, frecare de pivotare, frecare de rostogolire ;

- starea suprafețelor în contact și condițiile de ungere : frecare pură (suprafețele sînt curățate de pelicula de oxizi și gaze absorbite și se ajunge de regulă la gripare), frecare uscată (apare în absența gresării suprafețelor în contact), frecare limită (suprafețele sînt despărțite printr-o peliculă de ungere de grosime neglijabilă), frecare semifluidă sau mixtă (apare frecarea limită concomitent cu cea hidrodinamică) și lubrificația hidrodinamică.

Frecarea dintre două suprafețe în contact duce la uzura acestora. În funcție de condițiile de lucru uzura poate avea diferite forme : abrazivă, de deformare plastică, de distrugere fragilă, moleculare-mecanică, de coroziune, de oxidare.

La sudarea prin frecare apare preponderent uzura moleculare-mecanică. Aceasta este caracterizată prin faptul că între particulele de metal aparținând celor două corpuri diferite, a căror suprafețe de contact se deplasează una în raport cu cealaltă,

pot apărea legături metalice trecătoare care sînt distruse datorită deplasării în continuare. Astfel, particule de metal din corpul uneia din componente sînt smulse și introduse în corpul celeilalte. Dimensiunile particulei ieșite și a locului rămas (adîncitura) sînt diferite și depind de regimul de frecare.

1.2.1. Forța de frecare și natura ei.

Instabilitatea coeficientului de frecare.

Între două suprafețe reale în contact, forța de frecare reprezintă forța rezultantă care apare la interacțiunea mai multor perechi de proeminente. Pînă nu demult au existat două ipoteze cu privire la natura fenomenului de frecare /11/.

- Ipoteza mecanică - care explică fenomenul frecării prin interacțiunea pur mecanică a proeminențelor reciproce (figura 4) care aparțin suprafețelor I și II. Aceste proeminente sub acțiunea forțelor exterioare în timpul deplasării relative sînt supuse la înnovelere și forfecare. În ambele cazuri reacția fiecărei microproeminente se consideră ca o forță elementară de frecare.

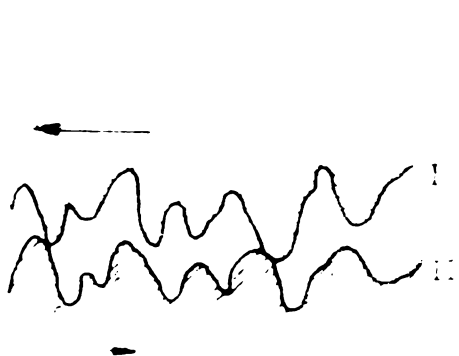


Figura 4. Modelul suprafețelor în frecare.

- Ipoteza moleculară - explică frecarea ca rezultat al interacțiunii moleculare a două corpuri care sînt apropiate la distanțe foarte mici provocînd apariția forțelor moleculare. Aceste condiții sînt create doar în puncte izolate și pentru deplasarea tangențială a pieselor în contact trebuie învinse aceste forțe cu o forță care este egală cu forța de frecare ca mărime și inversă ca sens.

Basat pe cele două ipoteze, care luate separat, sînt insuficiente, I.V.Kragelski /13/ a formulat teoria frecării molecularo-mecanică generalizată. Conform acestei teorii cauza apariției forțelor de frecare este dublă respectiv interacțiunea moleculară și interacțiunea mecanică a suprafețelor în contact. În funcție de condițiile în care are loc procesul de frecare, poate predomină fie una, fie cealaltă cauză. Pe baza acestei teorii s-a scris ecuația :

$$F = S_r \cdot \alpha + \beta \cdot P \quad (4)$$

în care :

F - forța de frecare ;

S_r - suprafața reală de contact și

α, β - sînt coeficienți constanți, care caracterizează materialele supuse frecării ;

P - presiunea normală.

În conformitate cu relația (4) expresia coeficientului de frecare este :

$$f = \frac{F}{P} = \alpha \frac{S_r}{P} + \beta \quad (5)$$

Din această relație se vede că, în cazul general, coeficientul de frecare depinde de valoarea presiunii normale pentru o pereche de materiale date. În unele cazuri particulare acest coeficient poate să nu depindă de valoarea presiunii,

de exemplu :

a) în domeniul plastic, când raportul $\frac{P}{S_f} = \sqrt{c}$ = constant. În acest caz coeficientul de frecare $f = \frac{\alpha}{\sqrt{c}} + \beta$ = constant;

$$f = \frac{\alpha}{\sqrt{c}} + \beta \quad (6)$$

b) la valori mari ale presiunii specifice când primul membru al ecuației (5) devine foarte mic și practic se poate neglija :

$$f = \alpha \frac{S_x}{P} + \beta \approx \beta = \text{constant} \quad (7)$$

La frecarea a două piese de oțel, în funcție de condițiile în care decurge procesul, coeficientul de frecare are valori între 0,1 ... 1 și chiar peste 1. Asupra coeficientului de frecare influențează următorii factori :

- natura materialului și prezența peliculelor pe suprafețe de frecare (oxizi, gaze etc.) ;
- durata contactului ;
- rigiditatea și elasticitatea dispozitivului de frecare ;
- viteza relativă a suprafețelor de frecare ;
- regimul de temperatură ;
- valoarea presiunii normale ;
- caracterul atingerii corpurilor, dimensiunea suprafețelor, gradul de acoperire reciproc ;
- calitatea suprafeței și rugozitatea.

În prezent, nu există date suficiente care să reflecte influența comună a tuturor factorilor asupra coeficientului de frecare. Rezultatele diverselor experimentări sînt contradictorii ele fiind influențate de condițiile de experimentare.

Coeficientul de frecare se mai poate exprima și cu relația /11/ :

$$f = (a + b_v)e^{-cv} + d \quad (8)$$

Din relația (3) se vede că, coeficientul de frecare poate crește, scădea sau rămâne constant cu schimbarea vitezei relative în funcție de valorile numerice ale coeficienților a, b, c, d. Valorile coeficienților depind de natura corpurilor, de valoarea presiunii specifice etc. și necesită determinări pentru fiecare pereche de materiale date și condițiile concrete ale experimentărilor. Dezavantajul formulei (3) constă în faptul că coeficientul de frecare este exprimat numai în funcție de viteza relativă fără a exprima dependența acestuia de ceilalți factori (presiunea normală, temperatura etc.).

Coeficientul de frecare este influențat în mare măsură de starea suprafețelor de contact. Astfel, la o prelucrare grosieră coeficientul de frecare are o valoare mai mare în comparație cu o suprafață mai fin prelucrată. Suprafețele foarte fin prelucrate au de asemenea un coeficient de frecare ridicat datorită creșterii forțelor moleculare de interacțiune între suprafețe sau/ și vidului creat între ele. Pelicula de gaze absorbite, grăsimile impuritățile suprafețelor de frecare și substanțele lubrefiante favorizează reducerea coeficientului de frecare și scăderea intensității degajării de căldură în timpul frecării. Peliculele de oxizi dacă sînt subțiri și dure scad coeficientul de frecare iar cele groase cu o duritate mai mică duc la creșterea acestuia.

1.2.2. Temperatură suprafețelor de frecare și fenomenul "legere"

În procesul de frecare temperatura suprafețelor în contact nu rămîne constantă. Energia consumată pentru învingerea forțelor de frecare (interacțiunea molecularo-mecanică a suprafețelor) se transformă în căldură în primul rînd pe spațiile elementare ale contactului fizic. În aceste puncte în timpul frecării apare o creștere bruscă a temperaturii proeminențelor. Temperatura lor poate să scadă datorită propagării căldurii în profunzimea corpului și în mediul înconjurător, dar temperatura medie a suprafeței de frecare, în etapa inițială a procesului de frecare crește.

Dezajarea de căldură nu se produce numai în punctele contactului fizic ci și pe o anumită grosime a stratului superficial deoarece pentru deformarea microproeminențelor se consumă o mare cantitate de energie care generează căldură. Câmpul termic care se formează în apropierea suprafețelor în frecare, de forma suprafețelor izoterme semisferice, este prezentat în figura 5.

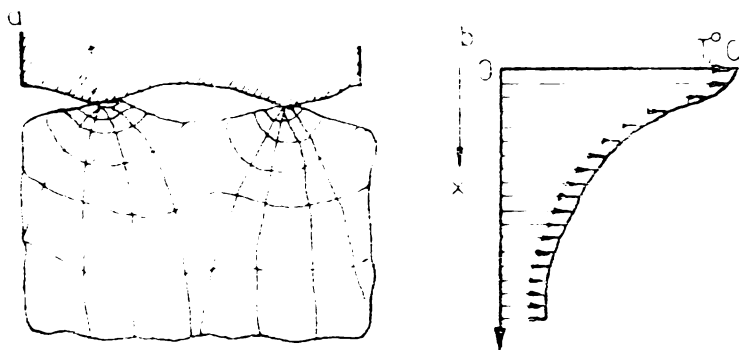


Figura 5. Câmpul termic în stratul superficial al suprafețelor în frecare.

Creșterea temperaturii corpurilor, care apare în urma degajării căldurii prin frecare, introduce modificări în procesul de frecare. La încălziri până la $200 \dots 300^{\circ}\text{C}$ substanțele de ungere se degradează și frecarea devine uscată. Această schimbare a regimului de frecare duce la creșterea coeficientului de frecare respectiv la creșterea în continuare a temperaturii. În corpurile cristaline creșterea temperaturii până la valori corespunzătoare temperaturii de recristalizare, duce la schimbarea proprietăților fizice ale corpurilor respective și la o nouă schimbare a coeficientului de frecare.

Caracterul procesului de frecare este determinat și de gradientul de temperatură perpendicular pe suprafața de frecare.

Se știe că proprietățile mecanice ale metalelor depind de temperatură, deci gradientul proprietăților mecanice depind de gradientul de temperatură. În cazul în care gradientul proprietăților mecanice e pozitiv, respectiv rezistența materialului crește de la suprafață spre interiorul corpului, atunci distrugerea suprafețelor prin frecare are un caracter superficial localizat ; la un gradient negativ al rezistenței are loc distrugerea în profunzime a metalului aproape de suprafață și creșterea grosimii stratului care generează căldura.

1.3. Mecanismul sudării prin frecare

Frecarea a două suprafețe metalice nelubrefiate produce uzura acestora și fragmente metalice sînt transferate de la o suprafață la alta. Extinderea uzurii, mărimea și numărul fragmentelor transferate depind în principal de viteza de frecare, forța axială, temperatura metalelor în zona de frecare și atmosfera în care are loc frecarea. Comportarea la frecare a suprafețelor este dependentă de aceste variabile și modificarea lor duce la schimbarea tipului de uzură, de la o uzură fină (șlefuire a suprafețelor) pînă la o uzură severă (risuri adînci în suprafețele în frecare).

Lucrările de cercetare din tribologie despre efectul vitezei de frecare, forței axiale asupra uzurii și transferului fragmentelor de metal dintr-o suprafață în alta au fost efectuate în condițiile în care suprafețele de frecare nu au fost în contact permanent și forța de apăsare a fost mică.

În procesul de sudare prin frecare avem de-a face cu o frecare continuă între suprafață și forța de apăsare axială este mare. În acest caz au loc o mulțime de fenomene, cum ar fi : fenomene de uzură a suprafețelor ; întrepătrunderea (particulelor) fragmentelor de metal al uneia din componentele de sudat în corpul celeilalte; formarea și distrugerea unor legături metalice între suprafețele conjugate ; încălziri rapide și răcirii bruște ale microvolumelor în condițiile presiunilor mari ; deformații plastice ale suprafețelor în contact ; ecrisarea, recristalizarea și difuzia reciprocă a materialelor care se sudează etc.

44 6 799
1944 G

La explicarea mecanismului de formare a unei suduri prin frecare, inițial, s-a considerat că rolul procesului de frecare (în afara distrugerii peliculelor superficiale de oxizi) se limitează la încălzirea componentelor de sudat și că rolul predominant îl are refularea componentelor după ce încălzirea prin frecare s-a terminat. Această explicație a fost favorizată și de unele rezultate experimentale. Astfel, s-au sudat prin frecare țevi din oțel în trei variante : refularea componentelor de sudat s-a început încă din timpul procesului de frecare; refularea s-a început în timpul frînării componentei rotitoare ; refularea s-a efectuat după oprirea componentei rotitoare. Piese sudate au fost supuse la încercări mecanice și cele mai bune rezultate s-au obținut cu piese sudate la care refularea s-a efectuat după oprirea procesului de frecare. În urma acestor rezultate s-a tras concluzia greșită că procesul de frecare are un rol pur energetic iar parametrii lui (viteză relativă, presiune, timp) nu influențează direct asupra calității sudurilor iar alegerea lor se face în așa fel ca să se asigure în componentele de sudat un câmp termic corespunzător.

Investigațiile ulterioare au dus la reconsiderarea acestui punct de vedere ajungându-se la concluzia că calitatea sudurilor prin frecare este influențată de condițiile în care are loc frecarea (prin condiții înțelegându-se în primul rând parametrii regimului de frecare).

Dacă în decursul unui ciclu de sudare prin frecare se înregistrează variația momentului de frecare (rezistent, de torsiune), forței axiale, vitezei de rotație, scurtării axiale a celor două componente, în funcție de timp, se obține diagrama din figura 6.

Ciclul de sudare prezentat în figura 6 se poate împărți în trei etape : etapa de frecare, etapa de frinare și etapa de refulare /15/.

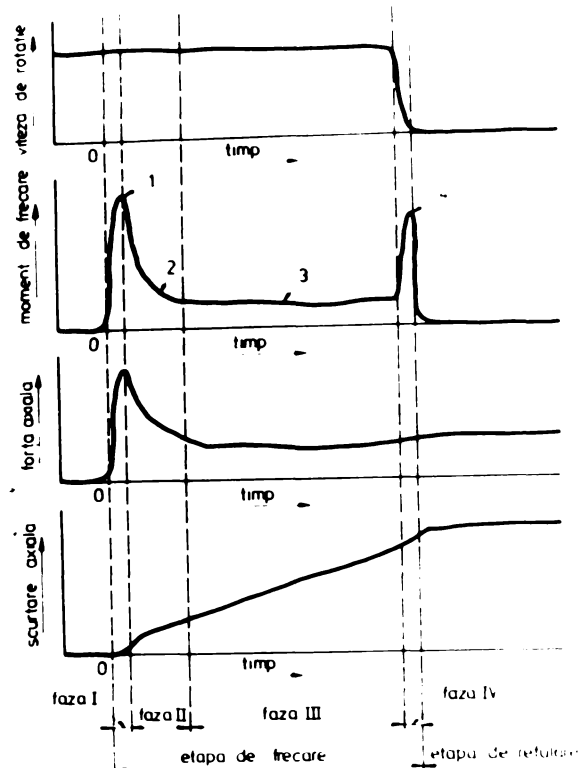


Figura 6. Variația în timp a vitezei de rotație, momentului de torsiune, forței axiale și a scurtării axiale în decursul unui ciclu de sudare prin frecare.

Etapa de frecare poate fi la rândul ei împărțită în trei faze :

1. Faza inițială, care are loc din momentul în care începe frecarea dintre componentele de sudat și durează până când momentul rezistent atinge valoarea maximă M_1 . În această fază nu apare scurtarea axială.

2. Faza de tranziție, care începe de la atingerea valorii maxime a momentului M_1 și durează până la stabilizarea momentului. În această fază începe scurtarea axială.

3. Faza de echilibru, în care momentul rămâne la o valoare constantă. În această fază are loc scurtarea axială a celor două componente cu o viteză constantă.

Etapa de frinare, este etapa în care se întrerupe antrenarea în mișcare de rotație, se frânează componenta rotitoare și viteza de rotație scade la zero la sfârșitul etapei. În timpul acestei etape momentul crește până la o valoare maximă finală M_4 și scade la zero. Scurtarea axială se produce cu viteza cea mai mare în această etapă.

Etapa de refulare, are loc după ce s-a oprit componenta în rotație. În această etapă forța de apăsare axială de obicei crește, dar în unele cazuri poate rămâne la valoarea forței din timpul etapei de frecare. Creșterea forței axiale poate începe încă de la sfârșitul etapei de frecare, în timpul frinării sau imediat după ce s-a oprit componenta în rotație. Scurtarea axială crește cu o anumită cantitate după care rămâne constantă.

1.3.1. Pentru a studia mecanismul frecării în condițiile sudării prin frecare /15/ s-au făcut experimentări de sudare cu epruvete sub formă de țevi și bare din oțel nealiat cu conținut scăzut în carbon Ea-3B (similar cu OL37). Lotul de epruvete a cuprins țevi cu diametrul exterior de 19 mm și cel interior de 12,7 mm și bare cu diametrul de 19 mm. Țevile s-au utilizat pentru a elimina influența variației vitezei de frecare cu raza componentei de sudat asupra procesului de frecare.

În cadrul programului de experimentări viteza de rotație pe raza medie a țevelor a variat între 0,42 și 3,36 m/sec și forță axială de frecare între 2,4 și 19 kN. Pentru fiecare combinație în parte s-a înregistrat variația vitezei relative, momentului rezistent, forței axiale și scurtării axiale în timpul ciclului de sudare. Rezultatele obținute au permis formularea următoarelor concluzii :

1. Valoarea maximă a momentului M_1 crește cu creșterea forței axiale și scade cu creșterea vitezei relative de la o anumită valoare, figura 7 (0,9 m/secundă).

2. Momentul de echilibru M_3 crește cu mărirea forței axiale indiferent de viteza relativă. Pentru majoritatea valorilor forței axiale momentul de echilibru are o valoare maximă la o viteză relativă de aproximativ 0,6 m/sec. La viteze mai mici sau mai mari valoarea lui M_3 scade.

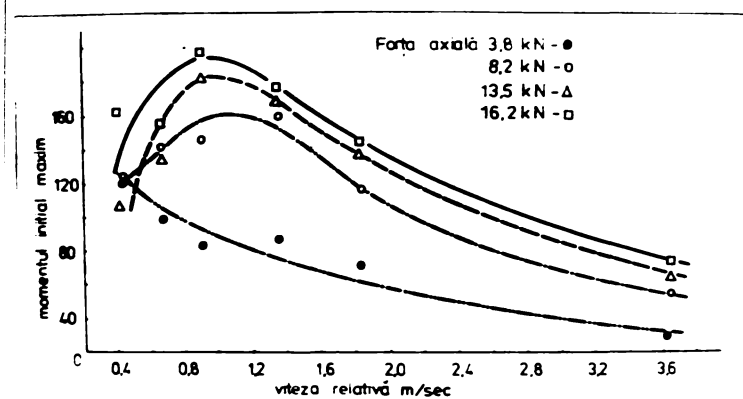


Figura 7. Variația lui M_1 cu viteza relativă și forța axială la sudarea țevilor.

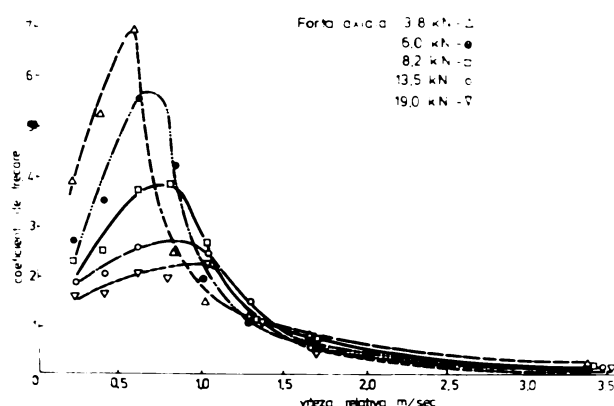


Figura 8. Variația coeficientului de frecare cu viteza relativă pentru diferite valori ale forței axiale la sudarea țevilor.

3. Coeficientul de frecare, în timpul fazei de echilibru, variază cu variația vitezei relative și variația forței axiale în conformitate cu figura 8. Astfel, la viteze relative scăzute (până la 1,0 m/sec) coeficientul de frecare crește cu mărirea forței axiale. În intervalul 0,6...2,5 m/sec valoarea coeficientului de frecare scade cu creșterea vitezei relative iar de la 2,5 m/sec în sus tinde spre o valoare constantă, scăzută, indiferent de mărirea vitezei relative sau a forței axiale.

4. Scurtarea axială, în timpul fazei de echilibru are loc cu o viteză constantă. Variația vitezei cu care se scurtează axial componentele de sudat în faza de echilibru în funcție de viteza relativă și forța axială se prezintă în figura 9.

S-a observat că la viteze relativ mici (aproximativ 0,4 ... 0,8 m/sec) materialul încălzit prin frecare din imediata vecinătate a suprafețelor în frecare, se comportă ca un lichid viscos care, sub acțiunea forței axiale, este împins ușor, radial spre exteriorul componentelor de sudat. Cantitatea de material, din cele două componente, care este antrenată în mișcarea de curgere radială spre exterior este mare; materialele celor două componente se interpătrund și în exterior rezultă o bavură de formă neregulată și asimetrică.

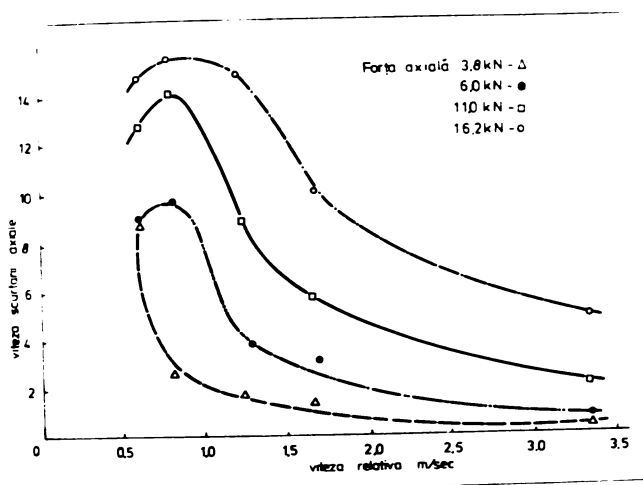


Figura 9. Variația scurtării axiale în timpul fazei de echilibru cu viteza relativă și forța axială la sudarea țevilor

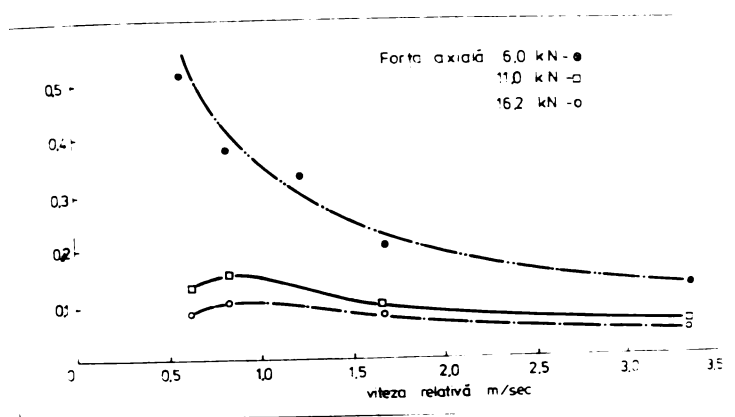


Figura 10. Variația lățimii zonei plastefiate cu viteza relativă și forța axială la sudarea țevilor

La viteze relative mai mari (aproximativ 1,5 ... 3,4 m/sec), materialul din imediata vecinătate a suprafețelor în frecare se comportă în același mod ca un metal cald forjat cu o anumită forță axială. Cantitatea de material antrenată în curgerea spre exterior este mai mică decât în primul caz ; curgerea celor două materiale se face tangențial, separat, formându-se în exterior o bavură sub formă de coliere simetrice orientate invers sensului de acționare al forței axiale.

Trecerea de la o curgere viscoasă și formarea unei bavuri asimetrice la o curgere de forjare și formarea unei bavuri simetrice corespunde cu utilizarea, în primul caz, a unei forțe de frecare ridicate asociată cu o viteză relativă scăzută și, în al doilea caz, a unei forțe de frecare scăzute asociate cu o viteză relativă ridicată.

Mecanismul de formare a sudurilor prin frecare, în cazul țevilor, se poate explica astfel /15/ :

- Faza I-a, componenta în rotație intră în contact cu componenta fixă și se produce alunecarea suprafețelor nelubrefiate

Sub acțiunea forței axiale se formează nuclee locale de prindere. Aceste nuclee se distrug rapid deoarece mișcarea relativă a celor două suprafețe nu se întrerupe. În funcție de tensiunile care iau naștere și de gradientul proprietăților mecanice ale materialului din apropierea suprafeței de frecare, distrugerea nucleelor formate se poate face fie prin forfecarea lor, fie prin amușgeri din materialul de bază din imediata vecinătate a lor. În acest mod fragmente de metal sînt transferate de pe o suprafață pe alta. Suprafețele de frecare devin rugoase, iar proeminențele de pe o suprafață interacționează cu proeminențele celeilalte suprafețe, reciproc fiind supuse la încovoiere și forfecare. Acest ansamblu de fenomene conduce la creșterea forței de frecare și a momentului rezistent de frecare ceea ce ridică temperatura materialului în zona de frecare.

Mărimea fragmentelor de metal care sînt transferate de pe o suprafață de frecare pe alta, depinde de temperatura din zona de frecare, viteza relativă și mărimea forței axiale.

Creșterea temperaturii materialului din zona de frecare face materialul mai plastic și crește suprafața nucleelor de prindere respectiv crește mărimea și grosimea fragmentelor individuale.

Creșterea vitezei relative determină scăderea mărimei și grosimii fragmentelor transferate și scăderea frecvenței acestor transferări.

Creșterea mărimei forței axiale determină o creștere a suprafeței fragmentelor transferate în timp ce grosimea fragmentelor și frecvența de transfer rămîn constante.

La o anumită temperatură a suprafețelor în frecare, o viteză relativă scăzută asociată cu o forță axială mare, se produc fragmente transferate pe o suprafață mare și o grosime mare ; creșterea vitezei relative asociată cu scăderea forței axiale are ca efect reducerea suprafeței și grosimii fragmentelor transferate.

Forța de frecare, care ia naștere în suprafețele de frecare, depinde de mărimea suprafeței reale de contact și de rezistența nucleelor de prindere. Momentul de frecare în timpul primei

faze crește cu creșterea forței axiale și cu scăderea vitezei relative. Dacă frecarea se continuă temperatura crește și atinge valori la care materialul fragmentelor transferate și al zonelor din imediata vecinătate se plastificază. Aceasta marchează sfârșitul primei faze.

Faza II-a ; este o fază de tranziție, în timpul căreia stratul de fragmente transferate între suprafețele în frecare devine un strat de material plastifiat. Stratul plastifiat opune o rezistență de frecare scăzută, astfel că momentul de frecare scade spre valoarea M_2 (figura 6). Temperatura stratului plastifiat se apropie de 1300°C . La această temperatură stratul plastifiat se comportă ca un lichid viscos și, sub acțiunea forței axiale, materialul din stratul intermediar începe să curgă radial spre exterior.

Faza III-a ; este o fază de echilibru în timpul căreia temperatura stratului intermediar și viteza scurtării axiale sînt constante. Stratul intermediar de metal plastifiat fiind format din stratul original al fragmentelor transferate, grosimea lui depinde de parametrii cunoscuți (viteza relativă, forța axială). La viteze relative scăzute, grosimea stratului intermediar este mare și ea scade cu creșterea vitezei relative. Dependența dintre grosimea zonei plastifiate și viteza relativă este prezentată în figura 10. Sub acțiunea forței axiale, materialul metal plastifiat, este expulzat în afară. În faza III-a avem două situații :

1. La viteze relative scăzute, grosimea stratului de material plastifiat este mare și materialul metal sub acțiunea forței axiale este împins cu ușurință în afară. Locul materialului expulzat este luat de straturile următoare, care se plastificază și procesul decurge în continuare cu viteză constantă. O anumită valoare prestabilită a scurtării axiale se atinge într-un timp scurt iar o anumită cantitate de căldură se pierde prin curgerea rapidă a materialului spre bavură. Aceasta are ca rezultat un gradient de temperatură pronunțat de o parte a suprafeței intermediare.

2. La viteze relativ ridicate, grosimea stratului plastifiat este mai mică. Stratul plastifiat se consideră că se compor-

tă ca un strat de lichid viscos presat între doi cilindri solizi. În aceste condiții, pentru o aceeași încărcare axială, viteza de curgere radială a materialului plastifiat, variază direct proporțional cu cubul grosimii stratului viscos. Astfel, la o viteză de frecare ridicată, viteza de curgere radială a stratului subțire plastifiat este mică menținându-se un echilibru între grosimea stratului plastifiat și cantitatea de material care curge radial în bavură. Frecarea care ia naștere în interiorul stratului plastifiat și momentul rezistent su o valoare scăzută. Căldura generată menține temperatura stratului plastifiat la aproximativ 1300°C ; gradientul de temperatură spre materialele de bază are o pantă lină.

Temperatura materialului adiacent stratului plastifiat crește pînă la temperatura de forjare și sub acțiunea forței axiale începe să se răsucească după o traiectorie sub formă de buclă producînd o bavură de formă unui colier simetric. Viteza de scurtare axială în timpul acestei operații de forjare este constantă.

Etapa de frinare

S-a văzut că grosimea stratului de metal participant la operația de frecare este dependentă de viteza relativă de frecare. În timpul fazei de frinare viteza relativă descrește ceea ce duce la creșterea grosimii stratului plastifiat foarte cald. Momentul de torsiune crește tinsînd spre un maxim M_4 , după care scade la zero cînd frecarea se oprește. Creșterea momentului de torsiune este însoțită de o creștere a vitezei scurtării axiale. Crescînd viteza scurtării axiale și grosimea stratului intermediar, materialul incandescent din interiorul acestuia este antrenat spre exterior provocînd o iluminare a zonei "flashing" specifică etapei de frinare.

1.3.2. Rezultatele experimentărilor efectuate la sudarea prin frecare a țevilor s-au utilizat pentru a explica mecanismul sudării prin frecare a barelor pline. La aceste explicații admitem următoarele ipoteze:

a) Se consideră barele formate dintr-o serie de piese tubulare concentrice, subțiri;

b) nici una din piesele tubulare nu exercită vreo acțiune asupra celor învecinate ;

c) forța axială este uniform distribuită pe secțiune.

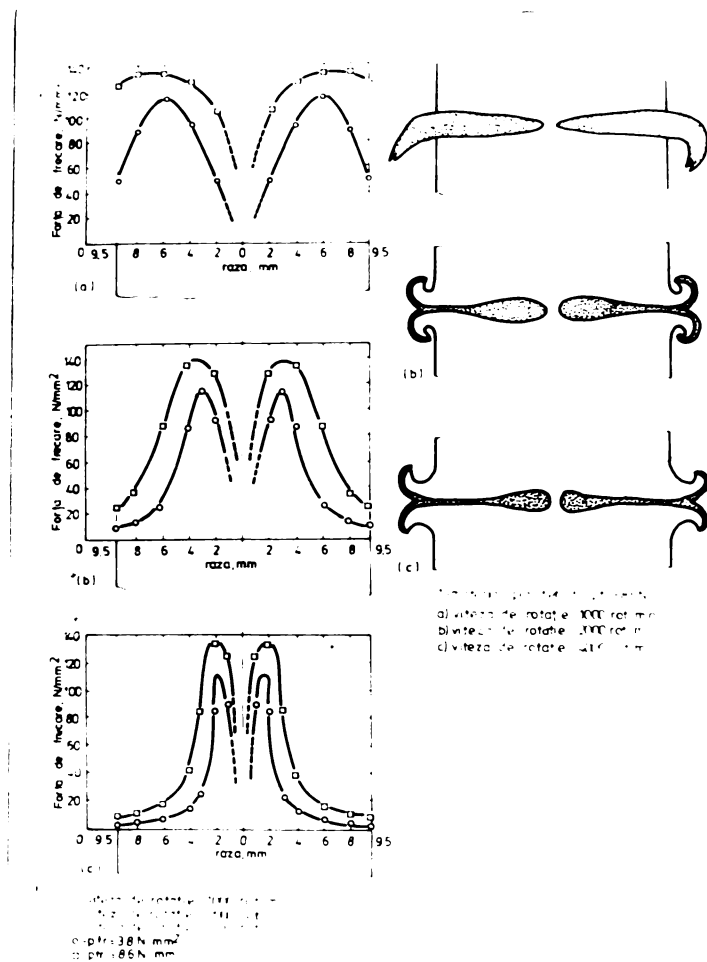
În aceste condiții mecanismul procesului de sudare prin frecare a barelor pline se poate explica astfel :

Faza I-a, componenta rotitoare intră în contact cu cea staționară și începe alunecarea a două suprafețe nelubrefiate. Viteza relativă variază liniar cu raza, de la zero în centrul barei pînă la o valoare maximă la periferia barei. Sub acțiunea forței axiale se formează nuclee locale de prindere în punctele reale de contact. Rezultatele obținute la sudarea țevelor se arată că extinderea și rezistența acestor nuclee depinde de viteza relativă de frecare și de presiunea axială. La frecarea barelor de secțiune plină, formarea nucleelor de prindere și transferul de metal de la o suprafață la alta nu este uniform distribuită pe toată suprafața de frecare și este concentrată într-o zonă inelară. Poziția și lățimea acestei zone inelare depind de viteza relativă și de presiunea axială. La sudarea prin frecare a două bare de $\varnothing 19$ mm din oțel nealiat cu conținut scăzut în carbon, folosind viteza de rotație de 4000 rot/min și presiunea axială de 36 N/mm^2 , s-a observat că majoritatea nucleelor de prindere și transferările de metal sînt cuprinse în interiorul unei zone inelare cu raza minimă 1 mm și raza maximă 4 mm. Mărimea fragmentelor transferate din această zonă este mai mare decît cele formate în alte zone. Deoarece fragmentele de metal transferate se încălesc unele peste altele mărimea forței axiale variază și există momente în care suprafețele în frecare tind să se îndepărteze una de alta. Ca urmare acțiunea forței axiale se limitează la zona inelară și presiunea axială nu mai este constantă pe secțiunea barelor ci este maximă în zona inelară și scade spre centrul barei și spre periferia barei. Nucleele de prindere, grișările și smulgerile de material dintre suprafețele de frecare în zona inelară măresc momentul de frecare. De asemenea ele determină creșterea temperaturii în această zonă.

Mărirea temperaturii în zonele suprafețelor în frecare și măresc suprafața nucleelor de prindere individuale. Cum frecarea continuă, temperatura crește și atinge valori la care fragmentele metalice și materialul din zona inelară se plastificază. Materialul plastificat din stratul intermediar se interpătrunde. Din acest moment situația din stratul intermediar se schimbă ; în loc de două suprafețe în frecare vom avea două corpuri solide separate între ele printr-un fluid viscos format din amestecul celor două materiale. Stabilizarea stratului de metal plastificat între cele două componente de sudat marchează sfârșitul primei faze.

Faza II-a. este o fază de tranziție în timpul căreia materialul plastificat din zona inelară se răspândește pe întreaga suprafață a componentelor. Temperatura materialului plastificat este aproximativ 1300°C și din acest motiv rezistența la forfecare este mică. Stratul de material plastificat se răspândește pe întreaga suprafață iar momentul rezistent descreește ca valoare. Sub acțiunea forței axiale fiecare particulă de material va descrie în mișcarea sa spre exterior o traiectorie elicoidală.

Faza III-a. este faza de echilibru în timpul căreia momentul de frecare și viteza de scurtare axială sînt aproximativ constante. Distribuția forței de frecare pe unitatea de suprafață se prezintă în figura 11. Din aceste diagrame ridicate pentru trei viteze relative de frecare și două presiuni axiale se observă că : forța de frecare nu este uniform distribuită pe suprafețele în frecare avînd o zonă de maxim care corespunde cu zona inelară a smulgerilor de material și de transfer a acestuia dintr-o componentă în alta. Cea mai mare parte a sarcinii axiale este prelucată de această zonă inelară ; în această regiune fragmente metalice din cele două componente sînt transferate în metalul plastificat și amestecate între ele. Cea mai mare cantitate de căldură se generează în această zonă. În figura 12 se prezintă schematic forma zonei plastificate pentru trei viteze de rotație diferite. Metalul cald plastificat din zona respectivă curge rapid spre afară și în această mișcare el antrenază material din restul suprafeței componentelor în frecare. Formarea bavurii, forma acesteia precum și



a) viteza de rotație 1000 rot/min
 b) viteza de rotație 1000 rot/min
 c) viteza de rotație 1000 rot/min

Figura 11. Distribuția forței de frecare de-a lungul razei în timpul fazei de echilibru la sudarea barelor

Figura 12. Reprezentarea schematică a variației poziției și grosimii zonei plastifiate în timpul fazei de echilibru

procesul de scurtare axială se poate explica în felul următor :

1. La viteze relative mici și forțe axiale mari, zonele inelare de amestec a metalului plastifiat se extind spre marginile componentelor. Deci, după formarea zonei plastifiate metalul curge radial în afară producând un colier asimetric format în întregime din material plastifiat. Pe măsură ce materialul plastifiat este împins în afară apare scurtarea axială. Atâta timp cât curgera elicoidală nu este constrinsă decât în mică măsură, viteza curgerii în afară și viteza de scurtare axială sînt mari.

2. La viteze relative medii (figura 12) zona inelară de amestec a metalelor componentelor este localizată la aproximativ jumătatea razei componentelor de sudat. Datorită curgerii radiale spre exterior a materialului plastifiat ia naștere o forță de frecare în stratul intermediar al componentelor de sudat provocând curgerea materialului spre înapoi și formarea unei bavuri sub formă de colier simetric.

3. Cu cât crește viteza relativă, zona inelară se localizează mai aproape de centrul componentelor. Din acest motiv curgerea radială a materialului plastifiat este tot mai împiedicată. Viteza de curgere radială și viteza de scurtare axială a celor două componente are valori mai mici decât în primele două cazuri.

Etapa de frînare. În timpul acestei etape viteza de rotație descrește la zero. Materialul plastifiat se deplasează radial spre afară iar momentul de frecare crește la o valoare maximă M_4 . Când zona de metal puternic încălzită atinge periferia componentelor, apariția metalului incandescent, provoacă o iluminare a zonei sudurii, specifică acestei etape, denumită "flash".

1.4. Studiul momentului de frecare

Momentul rezistent de frecare este influențat de viteza relativă de rotație și de presiunea axială pentru o anumită secțiune de sudat. S-a observat că valoarea momentului din faza III-a (de echilibru) crește cu scăderea vitezei relative și invers. Pentru a vedea în ce măsură această dependență este legată de fenomenele care se produc în suprafețele în contact ale componentelor de sudat, aceste componente s-au confecționat din rășini acrilice transparente care au permis vizualizarea suprafeței intermediare de contact în desfășurarea procesului de sudare /16/.

Componentele din rășini acrilice transparente au forma și dimensiunile prezentate în figura 13. Componenta care se prinde în becurile fixe ale mașinii s-a sudat prin suprafața A iar suprafața B a fost fin lustruită pentru a putea vedea prin ea suprafața intermediară de contact. Componenta care se prinde în capul roti-

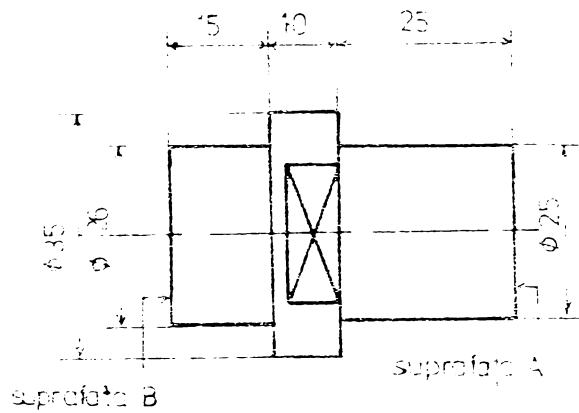
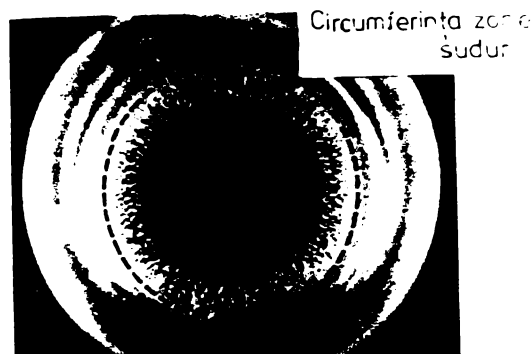
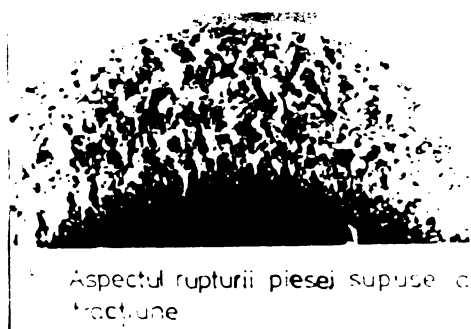


Figura 13. Forma și dimensiunile epruvetei din rășini acrilice.

tor al mașinii de sudat s-a sudat tot prin suprafața A iar suprafața B a fost vopsită cu culoarea neagră. Astfel, în timpul ciclului de sudare, dacă se luminează suprafața fin lustruită, se poate urmări și fotografia suprafața intermediară în diverse faze, pe fondul culorii negre a suprafeței vopsite.



(a) Zona sudată



Aspectul rupturii piesei supuse la tracțiune

Figura 14. Aspectul sudurii epruvetei din rășină acrilică cu evidențierea unei inelare parțiale sudată și aspectul epruvetei rupte la tracțiune.

In fotografia din figura 14 se prezintă o sudură executată cu o presiune axială scăzută $0,34 \text{ kg/cm}^2$ văzută prin suprafața lustruită a piesei. Se vede că sudura este incompletă și formată din două regiuni : o regiune circulară, centrală, de culoare neagră și o regiune inelară pestriță. Regiunea neagră centrală reprezintă zona complet sudată deoarece în urma sudării suprafața intermediară devine transparentă și prin ea se vede suprafața opoșită inițial în negru. Regiunea inelară este o regiune în care alternează porțiuni sudate, cele de culoare neagră și porțiuni nesudate, deschise la culoare, în care se produc reflexii difuze. Se formează astfel, aspectul pestriț al acestei regiuni. Piesa sudată în aceste condiții a fost încercată la tracțiune. Ruptura are aspectul prezentat în figura 14.b. Regiunea care a fost de culoare neagră prezintă o suprafață de rupere sticloasă datorită ruperii regiunii complet sudate, iar regiunea pestriță prezintă o ruptură cu aspect solzos datorat numeroaselor zone nesudate existente înaintea încercării de tracțiune.

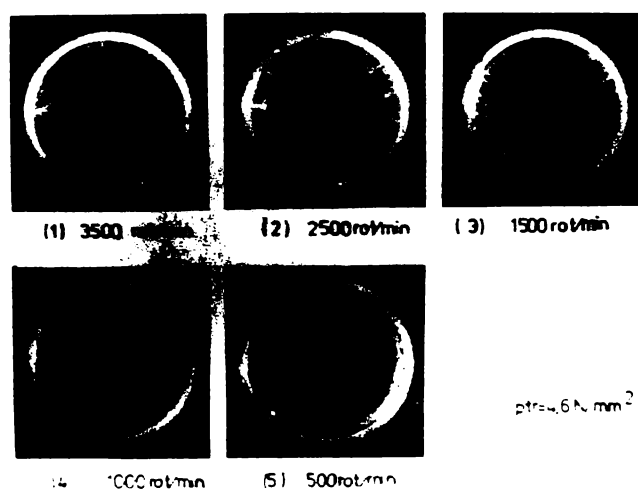


Figura 15. Aspectul zonei inelare parțial sudate în timpul fazei de echilibru a momentului de frecare la diferite viteze relative de rotație.

In fotografiile din figura 15 se prezintă starea contactului în faza III-a în condițiile în care presiunea axială este menținută constant la $0,46 \text{ kg/mm}^2$, iar viteza relativă a avut valorile 3500, 2500, 1500, 1000 și 500 rot/min. În aceste fotografii regiunea centrală de culoare neagră reprezintă regiunea în care s-a format stratul de material plastefiat, rezultat din anastecul materialelor celor două componente supus forfecării, fenomen prezentat în capitoul anterior. Regiunea inelară pestriță reprezintă regiunea în care se succed rapid zone sudate cu zone nesudate sau de suduri distruse. Comparând cele 5 fotografii din figura 15, se vede că regiunea de culoare neagră, regiunea în care se formează sudura, devine tot mai mică pe măsură ce crește viteza de rotație. Pe de altă parte, se observă că porțiunile de culoare albă din zona inelară, respectiv porțiunile nesudate, acoperă o suprafață considerabilă din aceasta. Acesta este un indiciu că regiunea inelară are o contribuție mică la dezvoltarea momentului de frecare, contribuția de bază o are regiunea neagră, centrală.

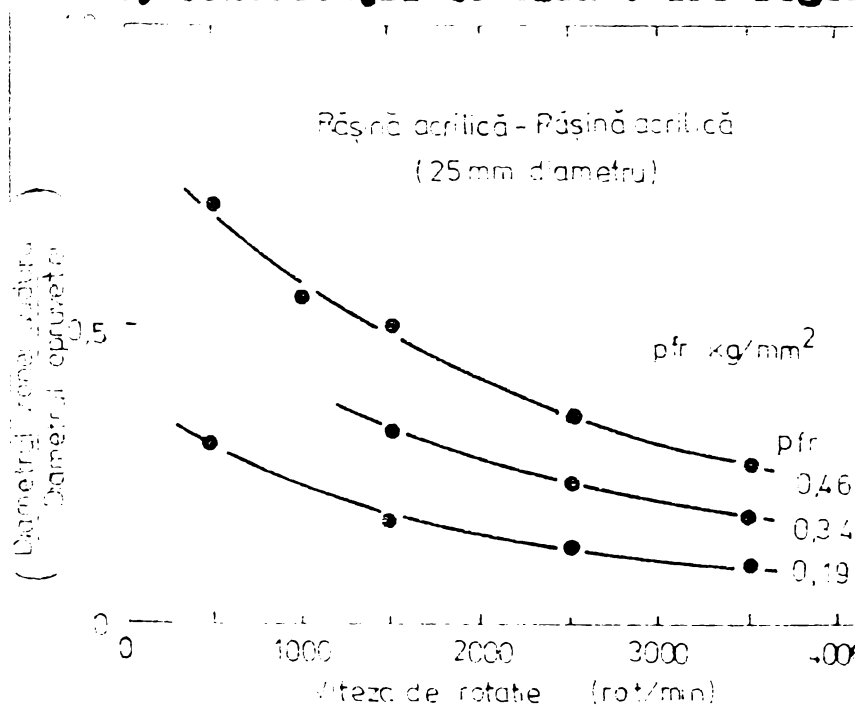


Figura 16. Corelația dintre cubul raportului diametrului zonei sudate cu diametrul epruvetei și viteza de rotație

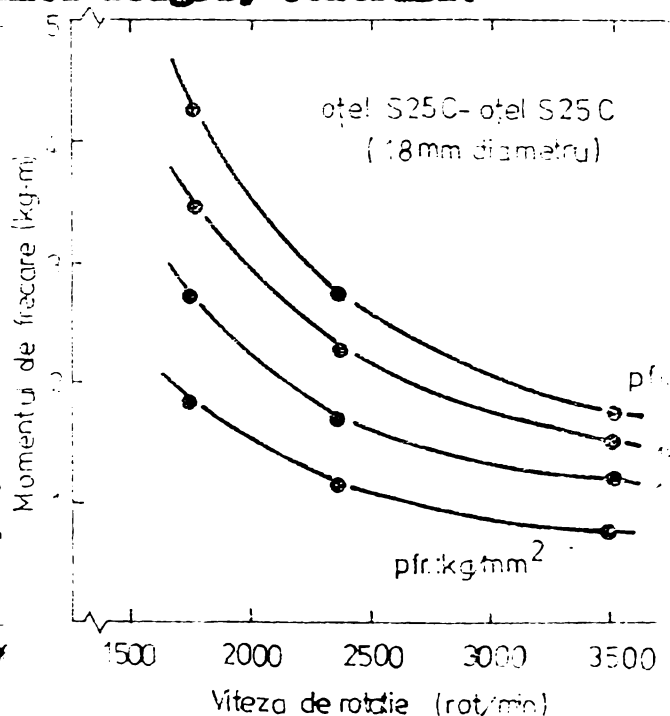


Figura 17. Corelația dintre momentul de frecare, viteza de rotație în timpul celei de-a treia faze a ciclului de sudare

În diagramele din figura 16 se prezintă relația dintre diametrul zonei centrale, diametrul epruvetei și viteza de rotație la diferite valori ale presiunii axiale. În figura 17 se prezintă relația dintre momentul de frecare și viteza de rotație la diferite presiuni de frecare, în cazul sudării barelor din oțel cu 0,25 % C și de 18 mm diametru. Comparând ultimele două figuri se observă că alura curbelor este asemănătoare. Astfel, s-a ajuns la concluzia că mărirea momentului de frecare în faza de echilibru este influențată de mărirea suprafeței centrale respectiv de cea a zonei stratului de material plastefiat în care se produc fenomenele de forfecare.

La sudarea materialelor metalice, momentul de frecare depinde și de temperatura zonei de contact. În faza de echilibru temperatura medie a zonei de contact crește cu creșterea vitezei de rotație iar momentul de frecare scade. Scăderea momentului de frecare se datorează scăderii mării regiunii centrale (care scade odată cu creșterea vitezei de rotație, figura 15) și creșterii temperaturii din zona de contact. Dacă sudarea se produce cu viteze de rotație scăzute, momentul de frecare are o valoare mai ridicată datorită creșterii suprafeței regiunii centrale.

Procesul de sudare a fost fotografiat în faza de echilibru, în condițiile în care sudarea componentelor din rășini acilice transparente s-a făcut cu o viteză de rotație constantă, 3500 rot/min, și cu următoarele presiuni axiale : 0,19 ; 0,34 ; 0,46 ; 0,73 și 1,03 kg/mm². Din fotografiile rezultă că o dată cu creșterea presiunii axiale crește mărirea regiunii centrale (închisă la culoare). Făcând același raționament ca mai înainte se poate trage concluzia că momentul de frecare în faza de echilibru crește cu creșterea presiunii de frecare la sudarea aceluiași materiale și la aceeași viteză de rotație.

În fotografiile din figura 18 se prezintă suprafața de contact în etape de frinare. Frinarea a pornit de la 3500 rot/min și fotografiile s-au făcut în timpul frinării la diferite valori ale turației. Presiunea de frecare s-a menținut constant la 0,46 kg/mm². Regiunea de culoare închisă, respectiv regiunea în care se produce sudura se extinde pe măsură ce turația scade.

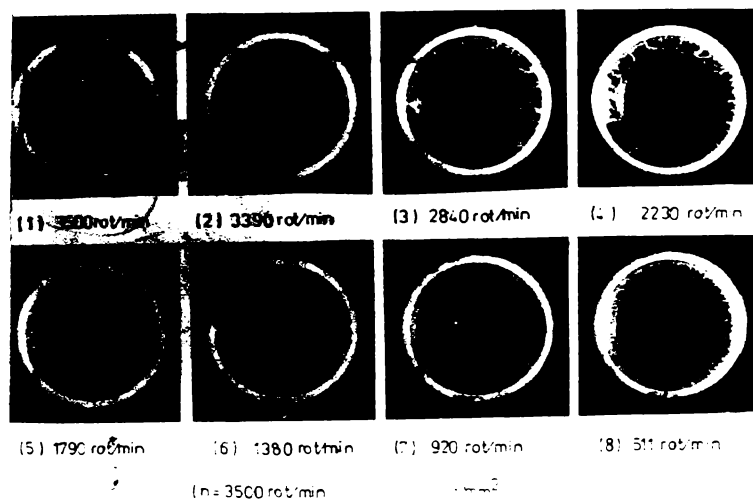


Figura 18. Aspectul zonei inelare parțial sudate în timpul etapei de frinare.

În toate cazurile, momentul de frecare crește spre o valoare maximă odată cu scăderea vitezei de rotație și apoi scade la zero. Comparând creșterea momentului de frecare în timpul frinării de la sudarea barelor din oțel cu nichel cu creșterea suprafeței regiunii centrale de la sudarea epruvetelor din rășini epoxidice, se poate presupune că creșterea momentului de frecare e determinată de creșterea suprafeței regiunii centrale, regiune în care se produc fenomenele de forfecare a stratului plastifiat format din amestecul materialelor celor două componente. Viteza de scurtare axială a materialului de bază crește odată cu creșterea momentului de frecare ; fenomenul se explică prin faptul că creșterea momentului de frecare promovează deformații compressive a stratului de material plastifiat chiar dacă efortul axial este constant. Mărirea deformațiilor subțiază stratul plastifiat supus forfecării ceea ce are ca rezultat creșterea momentului de frecare.

În etapa următoare de refulare regiunea centrală (de formare a sudurii) se extinde pe toată suprafața pieselor și se obțin astfel, suduri de calitate.

Comparând rezultatele obținute la sudarea componentelor din rășini acrilice transparente cu cele obținute la sudarea componentelor din oțel și nichel se pot formula următoarele concluzii:

1. Suprafața intermediară a două componente ce se sudază prin frecare se compune din două regiuni : o regiune centrală, circulară, în care se produce sudura și o regiune inelară în care formarea și distrugerea sudurilor formate se succed rapid.

2. Mărirea regiunii centrale depinde de viteza de rotație și de presiunea axială. Cu mărirea vitezei de rotație scade suprafața regiunii centrale și cu mărirea presiunii axiale această suprafață crește.

3. Variația momentului de frecare în faza de echilibru cu viteza de rotație și cu presiunea axială poate fi explicată prin creșterea sau scăderea suprafeței regiunii centrale.

4. În etapa de frinare, momentul de frecare crește datorită creșterii suprafeței regiunii centrale, care suprafață crește cu scăderea vitezei de rotație.

Explicarea cauzei apariției unui maxim al momentului de frecare M_1 (figure 6) în prima fază a procesului de sudare a constituit obiectul unor experimentări recente /17/. Creșterea momentului de frecare datorită creșterii numărului punților de legătură /11/, /12/, este infirmată de unele rezultate experimentale.

Întreruperea procesului de sudare la apariția lui M_1 și vizualizarea capetelor componentelor arată că sudura a avut loc pe suprafața relativ mică (de ordinul 0,1 din suprafața capetelor de sudat) în zona razei medii a pieselor. De obicei sînt evidențiate două asemenea suprafețe dispuse la 180° , ca în figure 19. Restul suprafeței prezintă doar urme de alunecare. Prinînd instantaneu, în această fază, două componente de 12 mm diametru din oțel neelict cu conținut scăzut în carbon (similar OL37) s-a observat că aceste componente au fost puternic deformate prin torsione. Acest lucru a fost evidențiat prin trasarea înainte de sudare pe componente a unor linii longitudinale, care după frinare s-au înclinat la 45° , deși suprafața celor două pete îmbinate reprezintă 12 % din suprafața capetelor componentelor.

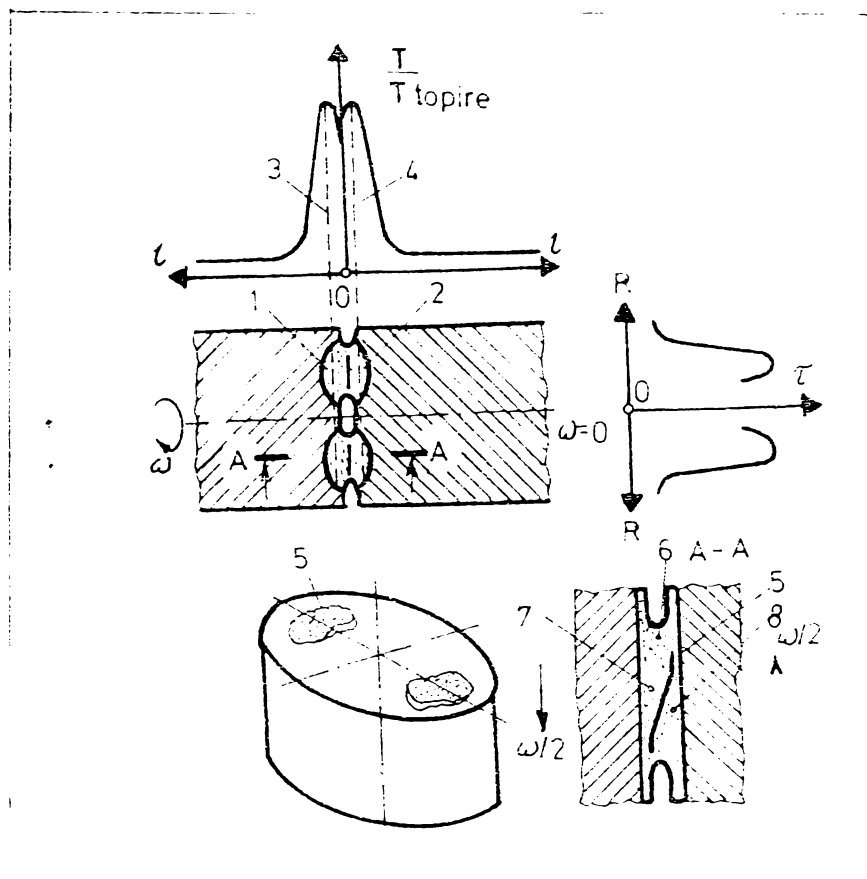


Figura 19. Schema de formare a elementelor hidrodinamice în procesul de încălzire prin frecare : I - temperatura relativă; τ - distribuția tensiunilor pe raza epruvetei!

În lucrările /15,18/ se arată că temperatura capetelor componentelor atinge valori apropiate de temperatura de topire în zona înelară a diametrului mediu, după aproximativ 0,06 secunde de la pornirea procesului de frecare. Stratul intermediar plastificat este comparat cu un fluid viscos care se comportă ca un lubrefiant între cele două componente în rotație. Odată cu apariția celor două pete de îmbinare (figura 19) se observă o îndepărtare a capetelor componentelor de sudat, restul suprafețelor rămânând în contact. Explicarea apariției unui maxim al momentului de frecare prin creșterea numărului punctelor de legătură între capetele componentelor nu este satisfăcătoare.

La sudare, în faza de încălzire apar oscilații de înaltă frecvență ale momentului de torsiune, care la atingerea vârfului momentului, se dublează (punctul A în figura 20) chiar dacă oscilațiile de înaltă frecvență ale momentului de frecare sînt legate de numărul punților de legătură nu este clar de ce se produce mărirea instantanee a frecvenței de două ori.

Cauza apariției vârfului momentului de frecare la încălzire a fost explicată /17/ prin fenomenele hidromecanice care iau naștere în stratul intermediar de material plastifiat.

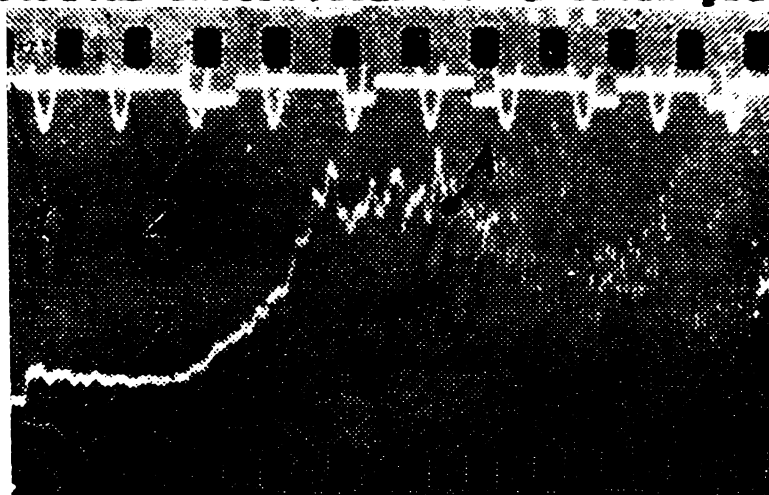


Figura 20. Oscilograma variației momentului de frecare (3), viteza de rotație (1) și timpul (2)

Usura preliminară a capetelor, ca urmare a creșterii temperaturii, este urmată de apariția sonelor inelare de material plastifiat notate cu 1 și 2 în figura 19. Pe măsura creșterii plasticității metalului din apropierea suprafețelor inelare conjugate, acesta începe să curgă, fapt ce duce ca în locul de contact viteza relativă să se reducă de la maximum la zero. În schimb, crește de la zero la maximum gradientul vitezei relative a materialului porțiunii inelare ceea ce reprezintă sursa termică principală. Frontul termic, respectiv degajarea de căldură, este maximă în imediata apropiere a planului de separare a celor două componente, liniile 3 și 4 din figura 19, care corespund cu maximum distribuției celor două componente.

În zonele în care apar temperaturile maxime se formează două straturi cu plasticitate ridicată. În figura 19 se prezintă o secțiune transversală A - A printr-un strat de material plasti-

fiat. Se observă că materialul componentelor se deplasează unul spre celălalt cu o viteză unghiulară $\omega/2$ egală cu jumătatea vitezei unghiulare ω a componentelor. Curgerea metalului în stratul plastifiat duce la formarea a două pene 7 și 8 care acționează de-a lungul suprafeței 5. Cele două pene formate creează o capacitate portantă mare în componente în raport cu presiunea axială. Creșterea presiunii axiale are ca efect creșterea rezistenței la deplasare (creșterea momentului de frecare) respectiv creșterea puterii termice a procesului. În timp, unghiul de inclinare a suprafeței 5, care asigură formarea penelor, crește ceea ce are ca efect creșterea momentului de frecare (până la valoarea maximă). Unghiul crește până la o valoare care provoacă ruperea suprafeței 5 și se trece la o alunecare hidrostatică a materialului plastifiat. Astfel, apariția momentului maxim la frecare se poate explica prin capacitatea portantă hidrodinamică a părților de metal plastifiat, care se deplasează cu o viteză unghiulară egală cu jumătatea vitezei componentelor în rotație.

Părțile de material care participă la desfășurarea fenomenului prezentat formează elementele unui "lagăr hidrodinamic" care, în condițiile de compresiune volumetrică a materialului celor două pene, sînt capabile să transmită momente de torsiune mult mai mari decît cele care rezultă din condițiile date de limita de curgere a materialului respectiv. Ca urmare a interacțiunii elementelor hidrodinamice se produce în etapa analizată o îndepărtare a componentelor de sudat, contactul dintre cele două componente este asigurat de "lagărul hidrodinamic" și restul suprafeței capetelor temporar pierd contactul.

Elementele hidrodinamice se deplasează cu o viteză egală cu jumătatea vitezei pieselor pînă la ruperea suprafeței 5 la atingerea momentului maxim. Trecerea de la viteza $\omega/2$ a elementului hidrodinamic la viteza ω este cauza dublării frecvenței variației momentului prezentat în figure 20.

Prezentarea hidrodinamică a mecanismului apariției momentului maxim de frecare în etapa inițială poate fi utilizată în scopuri practice. Astfel, dacă este necesar să reducem momentul maxim

de frecare trebuie create condiții care să împiedice apariția elementelor legăturii hidrodinamice. De exemplu, prin introducerea în zona de sudare a unui strat subțire de metal (ungere metalică) se reduce de două ori viteza relativă a straturilor ceea ce împiedică apariția elementelor portante.

1.4.1. Momentul de frecare la sudarea oțelurilor

În calculele de proiectare ale mașinilor de sudat prin frecare este importantă estimarea momentului de frecare și a puterii necesare la sudare. Mai multe lucrări /11/, /16/, /19/, s-au ocupat de găsirea unor relații care să permită estimarea mărimii momentului de frecare în funcție de natura, forma și dimensiunile componentelor de sudat. Până în prezent nu s-a găsit o asemenea relație, dată fiind mulțimea variabilelor care intervin în procesul de sudare și în special a instabilității coeficientului de frecare (vezi subcapitolul 1.2.1). Din acest motiv s-au determinat formule empirice pentru diverse cazuri particulare.

În cazul sudării oțelurilor cu conținut scăzut și mediu de carbon pentru găsirea unei relații între momentul de frecare, diametrul preseii, presiunea de frecare și viteza de rotație s-au măsurat aceste mărimi în timpul ciclului de sudare și s-a înregistrat variația momentului, presiunii axiale, scurtării axiale și vitezei de rotație pentru diverse combinații ale parametrilor de sudare /19/.

Din curbele caracteristice ale variației acestor mărimi în cazul sudării barelor din oțel S20C (C = 0,19%, Si = 0,33 % ; Mn = 0,41 % ; P = 0,016 % ; S = 0,012 %) s-au determinat următoarele relații între n și M :

$$a \cdot b^M \max = \frac{n}{1000} \quad (9)$$

$$\bar{M} = c \left(\frac{n}{1000} \right)^d \quad (10)$$

$$M_e = f \left(\frac{n}{1000} \right)^g \quad (11)$$

in care a, b, c, d, f, g sînt constante independente de n.

Dacă aceste constante le estimăm din diagramele prezentate pentru oțelul S20C se obțin următoarele expresii empirice :

$$M_{\max} = \frac{\log \left(\frac{D^4}{1,7 \cdot 10^6} \cdot \frac{n}{1000} \right)}{-\log \left[1 + \left(\frac{12,6 - 0,045 P_{fr}}{D} \right) \right]} \quad [\text{kg m}] \quad (12)$$

$$\bar{M} = 0,145 P_{fr}^{0,538} \cdot D \left(\frac{n}{1000} \right)^{-1,20} \quad [\text{kg m}] \quad (13)$$

$$M_e = 0,10 P_{fr}^{0,505} D \left(\frac{n}{1000} \right)^{-1,25} \quad [\text{kg m}] \quad (14)$$

În același mod, pentru un oțel cu conținut mediu de carbon S45C (C = 0,46% ; Si = 0,23% ; Mn = 0,65% ; P = 0,015% ; S = 0,016%) s-au obținut următoarele expresii empirice :

$$M_{\max} = \frac{\log \left(\frac{D^{2,53}}{1,32 \cdot 10^4} \cdot \frac{n}{1000} \right)}{-\log \left[1,076 + \left(\frac{12,46 - 0,113 P_{fr}}{D} \right)^5 \right]} \quad [\text{kg m}] \quad (15)$$

$$\bar{M} = 0,10 P_{fr}^{0,541} \cdot D \left(\frac{n}{1000} \right)^{-1,15} \quad [\text{kg m}] \quad (16)$$

$$M_e = 0,06 P_{fr}^{0,622} D \left(\frac{n}{1000} \right)^{-1,37} \quad [\text{kg m}] \quad (17)$$

Considerind că forța de frecare acționează pe toată suprafața de contact, pe unitatea de suprafață $dS = 2\pi r dr$, situată între razele r și $r+dr$, va acționa unitatea de forță :

$$dF = \mu p_{fr} dS = 2\pi \mu p_{fr} \cdot r \cdot dr \quad (18)$$

Momentul acestei forțe față de axa barei este :

$$dM = r dF = 2\pi \cdot \mu \cdot p_{fr} \cdot r^2 \cdot dr \quad (19)$$

Puterea necesară unității de suprafață

$$dN = 1,027 \cdot dM \cdot n \cdot 10^{-6} = 2,054 \cdot \pi \cdot \mu \cdot p_{fr} \cdot nr^2 \cdot dr \cdot 10^{-6} \quad (20)$$

- in care : N - puterea de frecare, kW
 n --viteza de rotație, rot/min
 p_{fr} - presiunea axială de frecare, kg/cm²
 r - raza unității de suprafață, mm
 μ - coeficientul de frecare,
 M - momentul de frecare, kg m

S-a arătat că coeficientul de frecare este dependent de viteza de rotație, raza unității de suprafață, presiunea de frecare și temperatura suprafețelor în frecare.

Deci considerăm că n și p_{fr} se mențin constant, μ este independent de rază și se notează cu $\bar{\mu}$ coeficientul efectiv de frecare prin integrarea relațiilor (19 și 20) se obține :

$$M = \frac{2}{3} \pi \cdot \mu \cdot p_{fr} \cdot R^3 \text{ [kg m]} ; R = \text{raza piesei} \quad (21)$$

$$N = \frac{2,054}{3} \pi \cdot \mu \cdot p_{fr} \cdot n \cdot R^3 \cdot 10^{-6} \text{ [kW]} \quad (22)$$

și puterea specifică :

$$N_s = \frac{N}{\pi \cdot R^2} = \frac{2,054}{3} \bar{\mu} \cdot p_{fr} \cdot n \cdot R \cdot 10^{-3} \left[\frac{N}{mm^2} \right] \quad (23)$$

Dacă relația teoretică (20) a momentului este egalată cu una empirică se obține coeficientul mediu de frecare $\bar{\mu}$ și se poate estima puterea specifică. În cazul în care materialul este oțelul cu conținut mediu de carbon S45C și diametrul componentei 20 mm, prin egalarea relațiilor (16) și (21) se obține :

$$\bar{\mu} = 0,955 p_{fr}^{-0,459} \cdot \left(\frac{n}{1000} \right)^{-1,15} \quad (24)$$

Reprezentând grafic dependența coeficientului mediu de frecare față de viteza de rotație n și presiunea de frecare p_{fr} , se obțin diagramele din figura 21, coeficientul mediu de frecare $\bar{\mu}$ scade cu creșterea turăției ; aceasta poate fi explicată prin încălzirea suprafeței de contact datorită creșterii temperaturii la viteză relativă ridicată și înmuierea materialului din zonă. În figura 22 se prezintă dependența puterii specifice N_s de diametrul piesei D cu valorile calculate din relațiile (23) și (24).

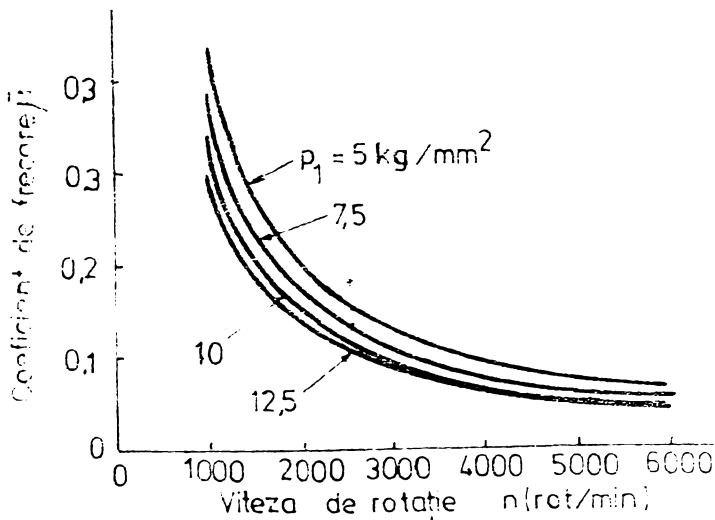


Figura 21. Variația coeficientului mediu de frecare cu viteza de rotație la sudarea oțelului S45C

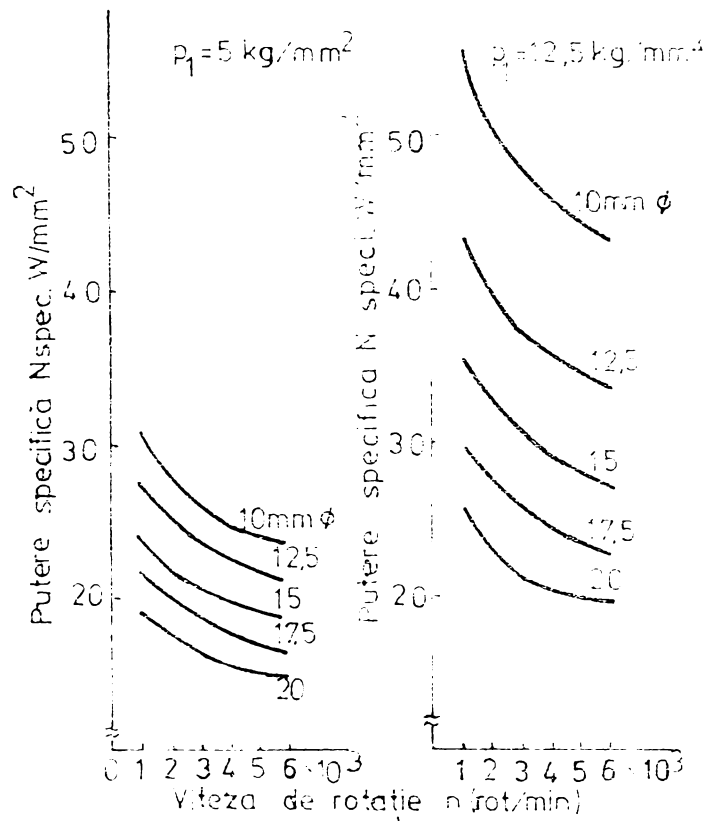


Figura 22. Variația puterii specifice consumate cu viteza relativă la sudarea oțelului S45C

1.5. Câmpul termic la sudarea prin frecare

Determinarea unei relații de calcul a temperaturii care se dezvoltă în componente în timpul procesului de sudare prin frecare se poate efectua dacă se pleacă de la ecuația diferențială a propagării căldurii (figura 23) [20] :

$$\frac{\partial^2 T}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \cdot \frac{\partial T}{\partial r} + \frac{1}{r^2} \frac{\partial^2 T}{\partial \theta^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} - \frac{1}{a} \frac{\partial T}{\partial t} = - \frac{\dot{Q}_v}{k} \quad (25)$$

în care :

- \dot{Q}_v - intensitatea sursei termice repartizate în volum ;
- k - conductivitatea termică ;
- a - difuzivitatea termică

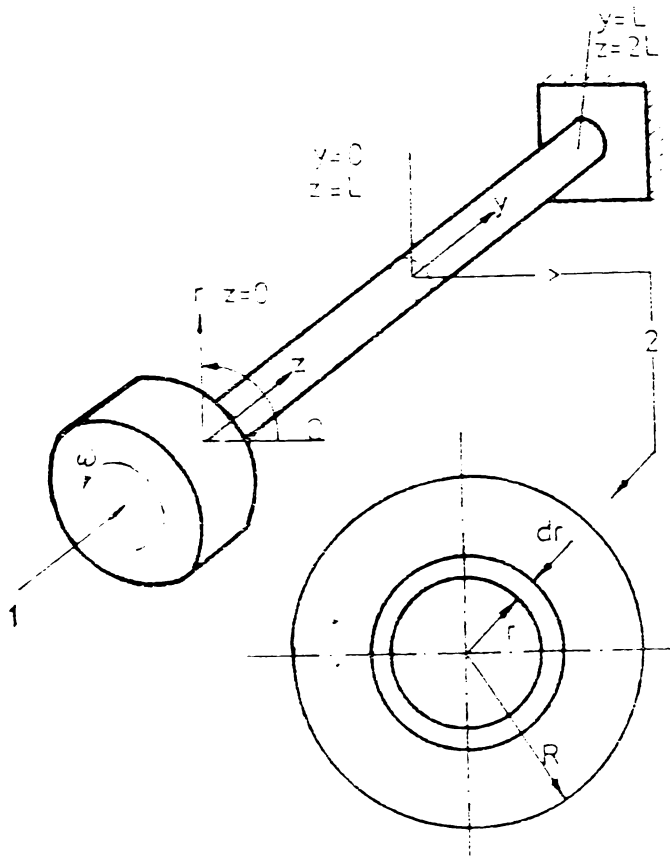


Figura 23. Coordonatele notațiilor folosite la studiul transferului de căldură de la sudarea prin frecare: 1 încărcare axială; 2 detaliu de secțiune transversală

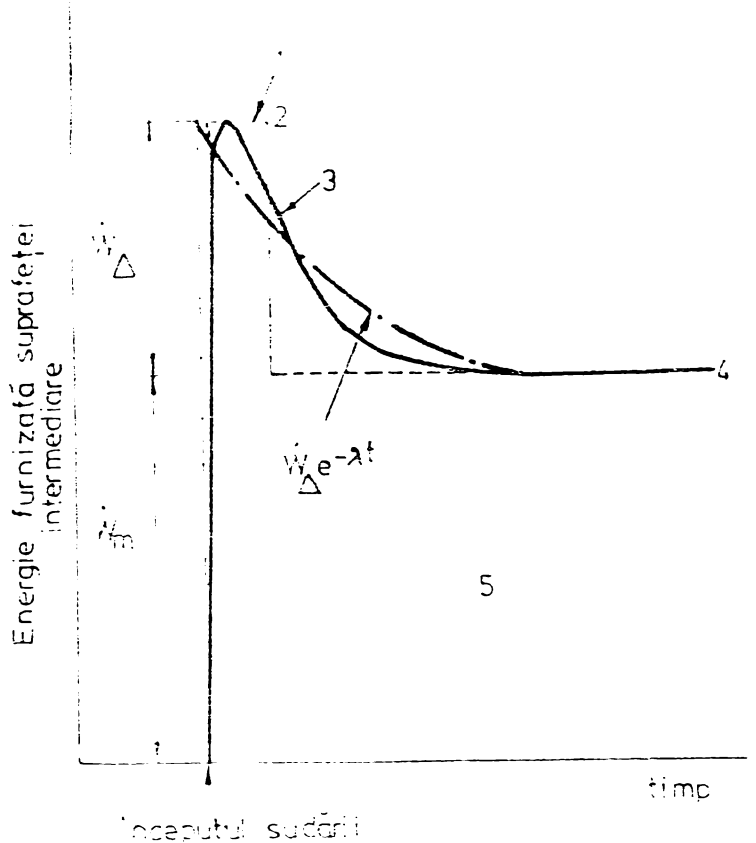


Figura 24. Forme tipice ale caracteristicilor energiei furnizate la sudarea prin frecare

Dacă se reduce ecuația (25) la cazul barelor (monodimensional) /11/, /12/, /13/ se obține :

$$\frac{\partial^2 T}{\partial z^2} - \frac{1}{\alpha} \frac{\partial T}{\partial t} = - \frac{\dot{q} \beta}{k} \quad (26)$$

în care :

\dot{q} - valoarea căldurii generate prin frecare la suprafața intermediară ;

$$\beta = 0, \text{ cînd } z \neq L ; \quad \beta = 1 \text{ cînd } z = L \quad (27)$$

Soluția ecuației este influențată de exprimarea lui \dot{q} care depinde de modul de interpretare al mecanismului de generare a căldurii la suprafața intermediară, de condițiile considerate

că sînt introduse în piesă de dispozitivele de strîngere (mandrină, menghină) și de considerarea existenței sau nu, a unor topiri în suprafața intermediară.

Dacă considerăm un element din suprafața intermediară (figura 23), momentul de frecare M se poate exprima prin relația:

$$M = \int_0^R dM = \int_0^R \mu \cdot p(r) \cdot 2\pi \cdot r^2 \cdot dr \quad (28)$$

în care :

- μ - coeficient de frecare ;
- $p(r)$ - presiunea axială distribuită pe suprafața intermediară;
- R - raza componentei de sudat

Dacă momentul de frecare se transformă în întregime în căldură, energia furnizată zonei sudurii în timpul frecării, pentru o viteză de rotație constantă, ω , se exprimă prin relația :

$$\dot{Q} = \int_0^R dQ = \int_0^R dM \cdot \omega = \int_0^R \mu \cdot p(r) \cdot 2\pi \cdot r^2 \cdot \omega \cdot dr \quad (29)$$

Relația (29) reprezintă expresie generalizată a căldurii generate și ea poate lua diverse forme în funcție de μ și $p(r)$.

Considerarea lui $p(r)$ uniform pe secțiune, μ constant sau funcție de r /24/, /25/ precum și utilizarea unor funcții efective pentru $p(r)$ și μ /26/, /27/, nu au satisfăcut în unele experimentări de sudare.

O mai mare apropiere de realitate, în studiul temperaturii, s-a obținut prin considerarea lui \dot{Q} ca un parametru unic pentru fiecare set de condiții experimentale de sudare. Figura 24 prezintă forme tipice a caracteristicilor energiei furnizate suprafeței intermediare de sudat.

In soluția sa Rikalin a încercat să reprezinte \dot{q} ca o energie furnizată constant, egală cu valoarea medie a energiei reale furnizate în timpul fazei de încălzire.

In soluția sa Cheng /22/ a reușit să obțină o caracteristică cu profilul apropiat de cea reală. Referitor la figura 24 se poate scrie :

$$\dot{q} = \dot{W}_m + \frac{\dot{W}}{\Delta} e^{-\lambda \cdot t} \quad (30)$$

în care \dot{W}_m , $\frac{\dot{W}}{\Delta}$ și λ sînt determinați experimental din energie reală furnizată.

In soluția dată de Rikalin, încălzirea aproximativ constantă este un caz special la care λ se apropie de ∞ .

Efectul dispozitivelor asupra temperaturii atinse de componente în timpul încălzirii este tratată diferit:

- Rikalin presupune că acest efect este neglijabil și a reprezentat componentele ca bare infinite la care temperatura atinge 0° la distanță mare față de suprafața intermediară ;

- Cheng presupune că dispozitivele de stringere sînt niște corpuri izolate la capătul unor piese de lungime finită.

O problemă controversată în cazul sudării prin frecare o constituie întrebarea dacă în sudură se atinge sau nu temperatura de topire a componentelor. Rezultatele experimentale obținute de Squires /23/, Șternin /29/, Hassai /30/ au arătat că la sudarea prin frecare a două materiale similare nu se atinge temperatura de topire a acestora. Hassai a găsit că la sudarea oțelului carbon cu el însuși temperatura maximă atinsă în zona sudurii este de 163°C sub temperatura punctului de topire.

In orice caz, pentru determinarea soluției teoretice, temperatura de topire poate fi considerată ca o limită superioară.

Rikalin nu a introdus în modelul său temperatura de topire ca o limită superioară. Din acest motiv în soluția sa,

la timp de încălzire mai lungi, se obțin temperaturi mai ridicate decât cele determinate experimental.

Modelul întocmit de Cheng ține seama de această limită. El consideră că de îndată ce materialul din suprafața intermediară a atins temperatura de topire este expulzat în bucură. Locul lui este luat de material nou care ajunge la temperatura de topire și se ardează astfel un front topit mișcător. Deși temperaturile calculate cu acest model sînt apropiate de cele obținute experimental, deformațiile plastice estimate sînt mai mari decât cele reale.

1.5.1. Relații de calcul ale cîmpului termic

În calculul temperaturii, Rikalin a făcut următoarele ipoteze :

- barele au o lungime infinită ;
- căldura este generată uniform și cu viteză constantă pe întreaga suprafață ;
- convecția pe suprafețele laterale ale componentelor este neglijabilă ;
- temperatura în componente se apropie de zero la distanță mare de suprafața intermediară ;
- temperatura inițială a componentelor a fost zero ;
- valorile medii ale constantelor termofizice k , a , c_p s-au ales pentru domeniul temperaturilor investigate.

Cu aceste condiții, aplicînd transformările Laplace și Fourier ecuației 26 s-a obținut :

$$T = \frac{\dot{q}}{\sqrt{k \cdot c_p}} \left\{ \frac{\sqrt{t}}{\sqrt{\pi}} \exp \left[- \left(- \frac{Y}{2\sqrt{at}} \right)^2 \right] - \frac{Y}{2\sqrt{a}} \operatorname{erfc} \frac{Y}{2\sqrt{at}} \right\} \quad (11)$$

Hollander și Cheng /22/, /23/ au refuzat acest calcul pe baza următoarelor ipoteze :

- barele au o lungime finită ;

- căldura este generată uniform pe suprafață și creșterea (figura 24) ;

- convecția la suprafețele laterale este neglijabilă dar s-a luat în considerare efectul radiației ;

- barele sînt izolate în becuri, adică la $y = L$;

$$\frac{\partial T}{\partial y} = 0 ;$$

- temperatura inițială a barelor este cea a mediului ambiant ;

- constantele termofizice k , α , c_p sînt alese în funcție de temperatură.

Tinînd cont de aceste condiții cu ajutorul calculatorului s-au determinat soluții pentru două cazuri distincte :

- cazul perioadei inițiale de dinainte de atingerea teoretică a temperaturii de topire la suprafața intermediară

- cazul pre-melt ;

- cazul perioadei de după atingerea temperaturii de topire, respectiv de curgere a stratului topit - cazul post-melt

Soluția cu capetele componentelor la temperatura ambiantă a fost studiată de Chang în cele două variante pre-melt și post-melt. S-au luat în considerare următoarele ipoteze :

- barele au lungimea finită, L ;

- în zona becurilor ($Z = 0$ și $Z = 2L$) temperatura este cea a mediului ambiant T_A ;

- convecția laterală se neglijează ;

- căldura este generată uniform în suprafața intermediară în conformitate cu forma exponențială a ecuației 30 ;

- barele inițial sînt la temperatura ambiantă, T_A ;

- constantele termofizice k , α , c_p sînt alese pentru domeniul temperaturilor investigate ;

- soluția pre-melt. Prin înlocuirea expresiei 30 în ecuația 26 a energiei furnizate se obține ecuația diferențială :

$$\frac{\partial^2 T}{\partial Z^2} - \frac{1}{\alpha} \frac{\partial T}{\partial t} = - \frac{\beta}{k} \left(W_m^0 + W_A^0 e^{-\lambda t} \right) \quad (32)$$

în care, $\beta = 1$ dacă $Z = L$ și $\beta = 0$ dacă $Z \neq L$.

Ecuației (32) i se aplică transformarea Laplace și
 Sinus de forma :

$$\begin{aligned} \text{Laplace : } \bar{f}(p) &= \int_0^{\infty} f(t) e^{-pt} dt ; \\ \text{Sinus : } \tilde{f}(n) &= \int_0^{2L} f(Z) \sin \frac{n\pi}{2L} Z dZ \end{aligned} \quad (33)$$

la $t = 0$, $T = T_A$ și din ipoteza capetelor la temperatura ambi-
 antă $\bar{T}(2L) = \bar{T}(0) = \frac{T_A}{p}$;

După transformări ecuația (32) devine :

$$\tilde{T} = \frac{T_A \frac{k\pi}{L} a}{p(p+\gamma)} + \frac{T_A \frac{4L}{n\pi}}{p+\gamma} + (-1)^{\frac{n-1}{2}} \left\{ \frac{\frac{4L}{n\pi} a}{p(p+\gamma)} + \frac{\frac{T_A}{k}}{(p+\gamma)(p+\lambda)} \right\} \quad (34)$$

unde $n = 1, 3, 5, \dots$ $\gamma = \frac{n^2 \pi^2}{4L^2} a$

Se folosește identitatea $\frac{\tilde{T}}{4} = \sum_{n=1,3,5,\dots}^{\infty} \frac{1}{n} \sin \frac{n\pi}{2L} Z$ (35)

pentru $0 < \frac{\pi L}{2L} < \tilde{\pi}$

Prin transformări ale ecuației (34) se obține soluția
 "pre-melt" :

$$\begin{aligned} T = T_A + \sum_{n=1,3,5}^{\infty} \left\{ (-1)^{\frac{n-1}{2}} \left[\frac{4L}{n^2 \pi^2} \frac{a}{k} (1 - e^{-\gamma t}) + \right. \right. \\ \left. \left. + \frac{W_{\Delta} a}{kL} \left(\frac{e^{-\lambda t} - e^{-\gamma t}}{\gamma - \lambda} \right) \sin \frac{n\pi}{2L} Z \right] \right\} \end{aligned} \quad (36)$$

pentru $0 \leq t \leq t_m$ (timpul de menținere al temperaturii de topire
 în suprafața intermediară).

- Soluția post-melt. Pentru timpi mai mari decât t_m se aplică condiția limitei superioare $T = T_T =$ temperatura de topire în suprafața intermediară. La o componentă avem $0 \leq Z \leq L$ și la cealaltă $L \leq Z \leq 2L$. Din condiții de simetrie :

$$T(Z < L) = T([2L - Z] > L) \quad (37)$$

Spre deosebire de soluția pre-melt în care suprafeței intermediare i se aplică o cantitate de căldură cunoscută, în acest caz condiția limită este temperatura cunoscută T_T . Ecuația diferențială (26) devine :

$$\frac{\partial^2 T^X}{\partial Z^2} - \frac{1}{s} \cdot \frac{\partial T^X}{\partial t} = 0 \quad (38)$$

în care : $\xi = t - t_m$

$$T^X(Z, \xi) = T_T - T(Z, \xi)$$

cu condițiile :

$$T^X = T_T - T_A \quad \text{la } Z = 0, \quad \xi \geq 0$$

$$T^X = 0 \quad \text{la } Z = L, \quad \xi \geq 0 \quad (39)$$

$$T^X = T_T - T_A - \sum_{n=1,3,5}^{\infty} \sin \frac{n\pi}{2L} Z \quad \text{la toți } Z, \quad \xi = 0$$

Distribuția temperaturii inițiale la $\xi = 0$ în varianță post-melt se obține din ecuația (36) pentru $t = t_m$. După aplicarea transformărilor Laplace și Sinus ecuația (37) (domeniul transformării sinus fiind de la 0 la L), rezultă :

$$\begin{aligned} \frac{z}{T} = & \frac{(T_T - T_A)}{p(p + \gamma_n)} \left| \frac{n \pi z}{L} \right|_{n=1,2,3} + \frac{2L}{\pi} \frac{T_T - T_A}{p + \gamma_n} \left| \frac{n \pi z}{L} \right|_{n=1,2,3} + \\ & + \frac{L}{\pi} \frac{B_n}{p + \gamma_n} \left| \frac{n \pi z}{L} \right|_{n=1,2,3} \end{aligned} \quad (40)$$

unde $\gamma_n = \frac{n^2 \pi^2}{L^2} z$; și

$$B_n = \sum_{n=1,3,5,\dots} A_n \left\{ \frac{\sin \frac{n + 2m}{2} \pi}{n + 2m} - \frac{\sin \frac{n - 2m}{2} \pi}{n - 2m} \right\} \quad (41)$$

Inversarea ecuației (16) conduce la :

$$\begin{aligned} T = & T_T - (T_T - T_A) \left(1 - \frac{z}{L} \right) - \sum_{n=1,2,3} \left\{ (-1)^{n+1} \frac{z}{n \pi} (T_T - T_A) + \right. \\ & \left. + \frac{z}{\pi} B_n \right\} \cdot \frac{-n^2 \pi^2}{L^2} (t - t_n) \sin \frac{n \pi}{L} z \end{aligned} \quad (42)$$

Cind $t \rightarrow \infty$ forma soluției se apropie de forma cunoscută a distribuției transmiterii căldurii pentru o bară cu temperaturi constante și diferite la capete. Ecuațiile (36) și (42) reprezintă soluția completă pentru întreaga fază de încălzire. Pentru ambele cazuri introducerea constantă a căldurii se obține admițind $\lambda \rightarrow \infty$.

In concluzie, relațiile de calcul al cimpului termic la sudarea prin frecare sînt :

$$T = \frac{\dot{q}}{k \cdot c_p} \left\{ \frac{\sqrt{t}}{\sqrt{\pi}} \exp \left[-\left(\frac{Y}{2 \sqrt{at}} \right)^2 \right] - \frac{Y}{2 \sqrt{a}} \operatorname{rfc} \frac{Y}{2 \sqrt{at}} \right\} \text{ după Rikalin;}$$

$$T = T_A + \sum_{n=1,3,5}^{\infty} \left\{ (-1)^{\frac{n-1}{2}} \frac{4L W}{n^2 \pi^2 k} (1 - e^{-\gamma t}) + \frac{W}{kL} \left(\frac{e^{-\lambda t} - e^{-\gamma t}}{\gamma - \lambda} \right) \right\} \sin \frac{n\pi}{2L} Z \text{ după Hollander și}$$

Cheng pentru varianta pre-melt și

$$T = T_1 - (T_T - T_A) \left(1 - \frac{Z}{L}\right) - \sum_{n=1,2,3}^{\infty} \left\{ (-1)^{n+1} \frac{Z}{n\pi} (T_T - T_A) + \frac{Z}{\pi} B_n e^{-\frac{n^2 \pi^2}{L^2} (t - t_m)} \sin \frac{n\pi}{L} Z \right\} \text{ după Hollander și}$$

Cheng pentru varianta post-melt.

1.5.4. Rezultatele măsurătorilor experimentale ale temperaturii

La sudarea oțelurilor, oțelurilor cu titan, cuprului cu nichel, oțelurilor cu cupru etc., în timpul desfășurării procesului de sudare, au loc emisii de lumină datorită temperaturilor ridicate atinse în zona sudurii. Urmărirea și înregistrarea acestora se dau o imagine asupra desfășurării procesului de sudare. La sudarea fontelor nodulare, cuprului cu aluminiu, oțelului cu aluminiu nu au loc emisii de lumină.

Măsurătorile de temperatură în sudură și zona influențată termic s-au efectuat cu ajutorul termocuplelor. Metoda este greoaie și rezultatele diferă de la autor la autor [30], [31]. Diferențele apar datorită condițiilor diferite de sudare și a metodologiei de implantare a termocuplelor. Datele asupra temperaturii maxime în zona de sudare variază între 900° și 1300°C dar toate sînt sub temperatura de topire.

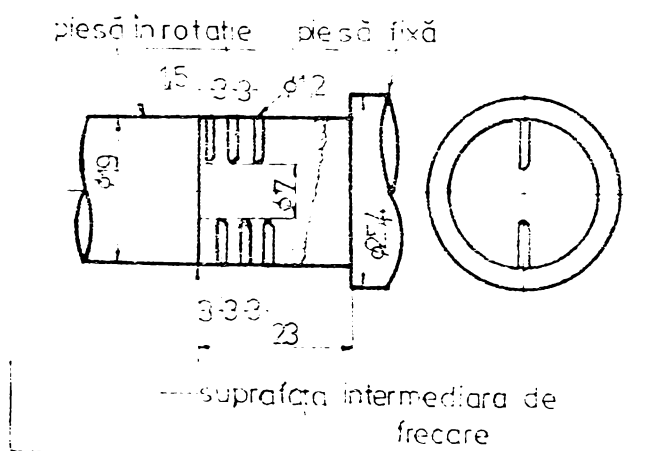


Figura 25. Epruveta folosită la măsurarea temperaturii.

In figura 25 /30/ se prezintă un tip de epruvete folosite la măsurarea temperaturii. Termocuplurile din aluzel-chromel cu diametrul de 0,3 mm sînt amplasate la o anumită distanță față de suprafață intermediară de-a lungul axei barelor. Temperatura la suprafața intermediară s-a estimat prin extrapolarea valorilor de temperatură din diferite puncte. In diagramele din figura 26 se prezintă diagramele de distribuție ale temperaturii la sudarea unui oțel cu 0,25% C cu el însuși cu diferite regimuri de sudare. Temperatura în zona de sudare se găsește în domeniul 1250...1310°C. Din diagrama prezentată se poate vedea că la o viteză de rotație constantă gradientul de temperatură este mai abrupt cu creșterea presiunii axiale de frecare.

In figura 27 se prezintă distribuția temperaturii de-a lungul axei pieselor la sudarea unui oțel cu 0,25% C cu aluminiul. Temperatura suprafeței intermediare atinge 645°C la 4,7 secunde după atingerea pieselor și se menține atîta timp cît piese sînt în rotație.

In figura 28 se prezintă distribuția temperaturii la sudarea unui oțel cu 0,25% C cu aliaj de titan. In acest caz temperatura suprafeței intermediare este de 1030°C la diferite presiuni de frecare, se atinge după 1,0 secunde de la contactul pieselor și se menține la această temperatură pînă cînd se oprește rotația uneia din piese.

Tabel 1

Material	Diametrul piesei (mm)	Condiții de sudare			Temperatura	Temperatură minimă fuziunii, °C
		Viteza de rotație (rot/min)	Presiunea (kg/mm ²)	Temperatura frezării (sec)		
Oțel carbon-Oțel carbon (25%C)	25	5080	4,0	1,0	1310	1,7 - 1,80
		3510	"	"	1300	
		2380	"	"	1310	
		1770	"	AtC	1240	
		3510	8,0	"	1270	
		1770	"	"	1250	
Oțel carbon (0,25%C)-Titan	19	3510	7,0	3,0	1080	Temperatura este în funcție de condiții
		"	10,0	"	1080	
		"	15,0	"	1080	
		2380	"	"	1080	
Oțel carbon (0,25%C)-Aluminiu	25	3510	1,2	4,0	645	Temperatura este în funcție de condiții = 655
		"	"	15,7	645	
		"	"	23,3	645	
Oțel carbon (0,25%C)-Cupru	19	3510	2,0	1,2	1080	Faza de sudare este în funcție de condiții
		"	"	"	1080	
Zn - Al	19	1770	2,5	2,5	517	Temperatura este în funcție de condiții
			3,0	"	517	
			5,5	"	517	
		7,0	1,25	517		
		3510	2,5	2,5	517	
			4,0	"	517	
			5,5	"	517	
	7,0		"	517		
	19	1770	2,5	2,5	517	Temperatura este în funcție de condiții
			4,0	"	517	
			5,5	"	517	
		7,0	"	517		
		"	"	1,25	517	
		3510	2,5	2,5	525	
4,0			"	531		
5,5	"		538			
7,0	"		540			
Cu - Zn	19	3510	2,5	2,5	1000	Faza de sudare este în funcție de condiții
			5,0	"	1080	
			7,5	"	1080	
		10,0	"	1080		
		1770	2,5	2,5	1080	
			4,0	"	1080	
			5,5	"	1080	
	7,0		"	1080		
	19	1770	4,0	3,0	475	Temperatura este în funcție de condiții = 49,25 Mg sec
			7,0	"	475	
			10,0	"	475	
		13,0	13,0	475		
		3510	4,0	3,0	460	
			7,0	"	460	
10,0			1,5	460		
13,0	"		460			

AtC - temperatură frezării corespunzătoare scurțării oxizilor de fier

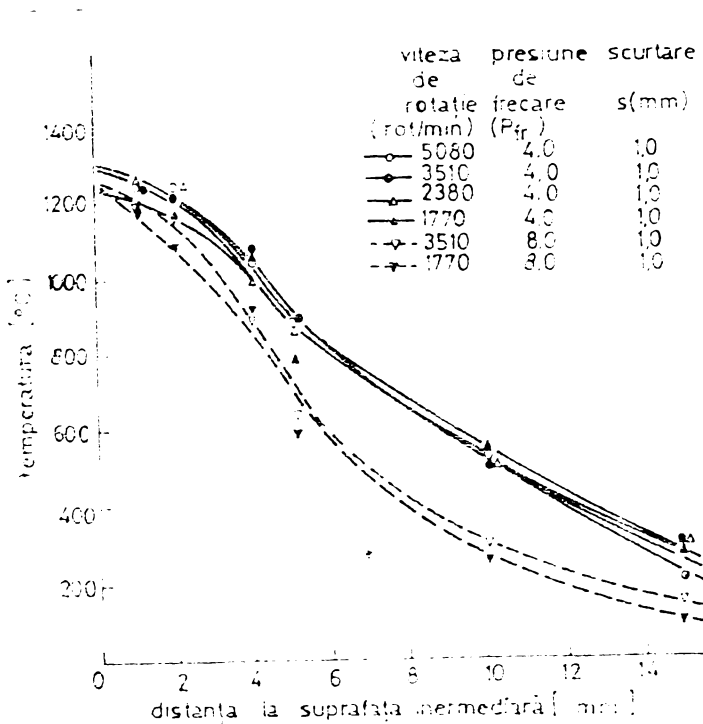


Figura 26. Distribuția temperaturii la sudarea barelor din oțel

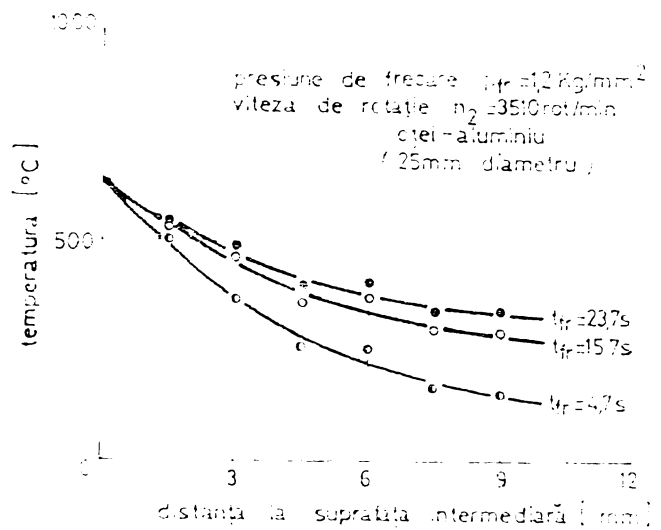


Figura 27. Distribuția temperaturii la sudarea barelor din oțel cu bare din aluminiu

Temperatura determinată în suprafața intermediară pentru diverse combinații de materiale se prezintă în tabelul 1.

În figurile 29 și 30 se arată variația în timp a temperaturii în suprafața intermediară pentru combinațiile Cu-Ni și Cu-Al. Pentru determinarea diagramei din cele două figuri s-a utilizat montajul prezentat schematic în figura 21. Din figură se observă că în vederea asigurării unui contact perfect s-a folosit un contact de mercur.

Experimentările efectuate au arătat că temperatura la suprafețele în frecare crește rapid după contactul componentelor și stinge 80 ... 90 % din temperatura maximă într-un timp scurt pînă la 0,2 secunde. Fenomenul corespunde cu stingerea primului maxim al momentului de frecare (vezi capitolul 1.3). Temperatura în suprafața intermediară în cazul sudării materialelor diferite este sub temperatura fazei lichide existente în diagrame de echilibru a metalelor ce se sudează.

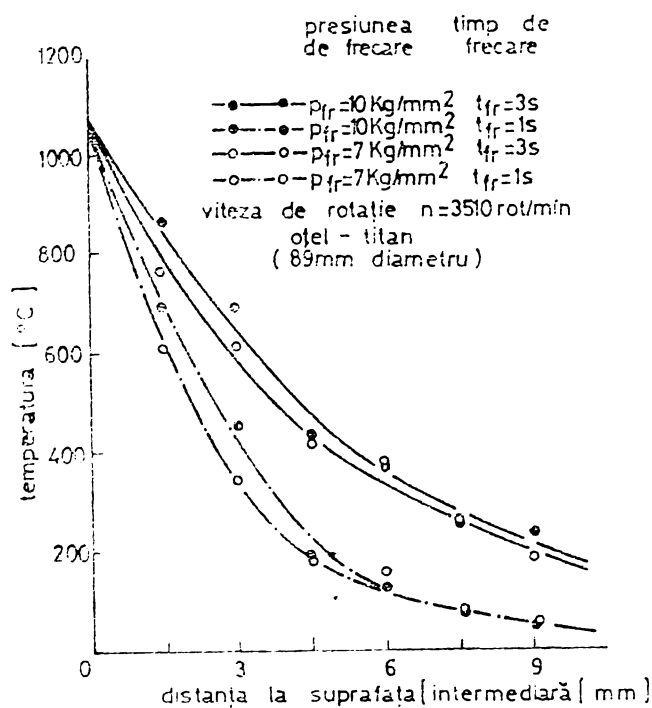


Figura 28. Distribuția temperaturii la sudarea barelor din oțel cu bare din titan

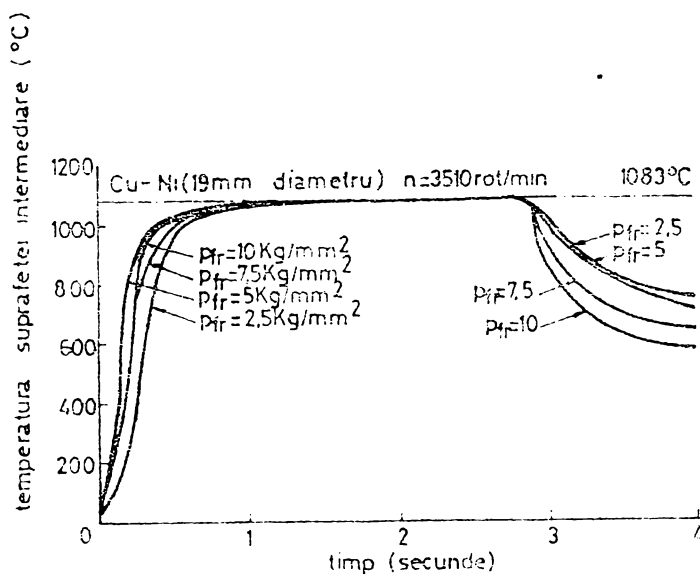


Figura 29. Variația temperaturii suprafeței intermediare la sudarea cuprului cu nichel

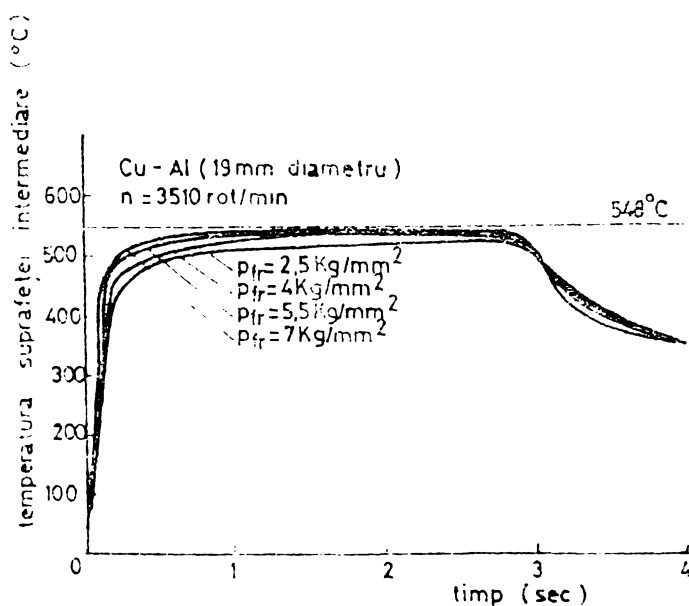


Figura 30. Variația temperaturii suprafeței intermediare la sudarea cuprului cu aluminu

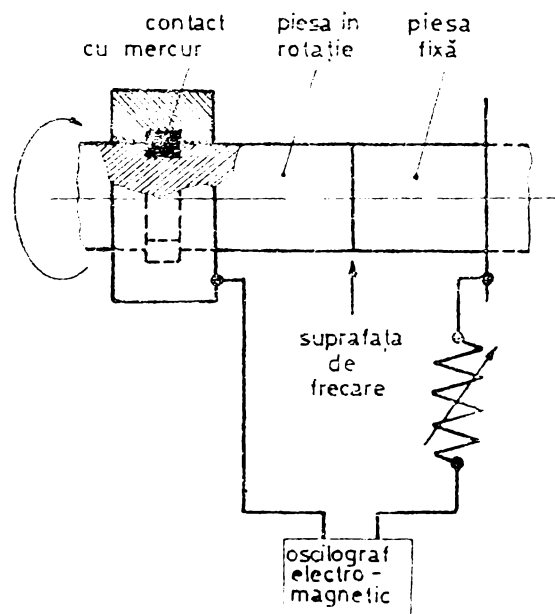


Figura 31. Schema de montaj pentru măsurarea temperaturii

Se observă că o dată cu creșterea vitezei de rotație tinde să crească și temperatura în suprafață intermediară. Presiunea de frecare are un efect redus asupra creșterii temperaturii.

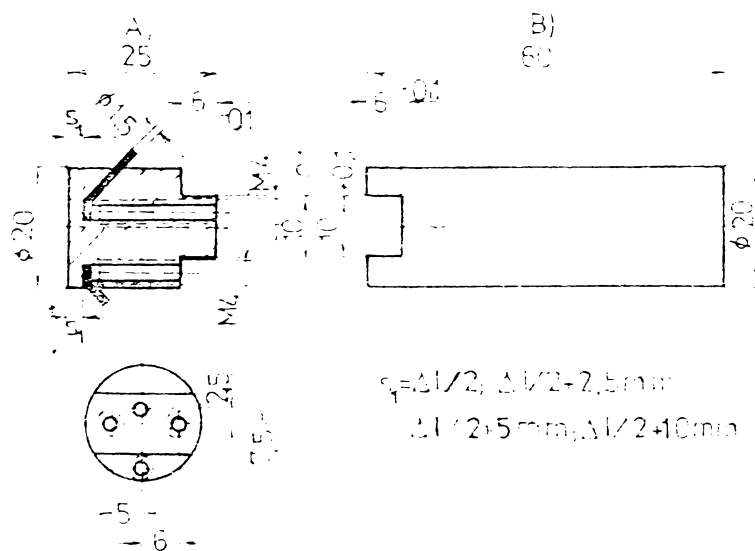


Figura 32. Epruvetă pentru măsurarea temperaturii; A și B sudate electric ; S_1 - distanța pînă la zona sudurii

Un alt tip de epruvete folosite pentru măsurarea temperaturii se prezintă în figura 32 /31/. Partea A se sudă electric de partea B și împreună constituie componenta care nu se rotește. La măsurători s-au folosit termocuple de 0,2 mm diametru din nichel/crom-nichel. Pentru determinarea temperaturii maxime în centrul sudurii câteva epruvete au fost prevăzute cu termocuple plasate în axa de rotație la distanțe $\Delta L / 2$ față de suprafața frontală (ΔL - scurțarea axială). La celelalte epruvete, termocuplele s-au amplasat la 2,5 ; 6 și 7 mm radial față de axa de rotație și la $\frac{\Delta L}{2}$; $\frac{\Delta L}{2} + 2,5$ mm ; $\frac{\Delta L}{2} + 5$ mm ; $\frac{\Delta L}{2} + 10$ mm distanță (S_1) față de capătul barei

Rezultatele măsurătorilor sînt prezentate în figurile 33 și 34. În urma experimentărilor s-au constatat următoarele :

- temperatura maximă în suprafața intermediară se atinge pentru scurt timp în etapa de frînare ;

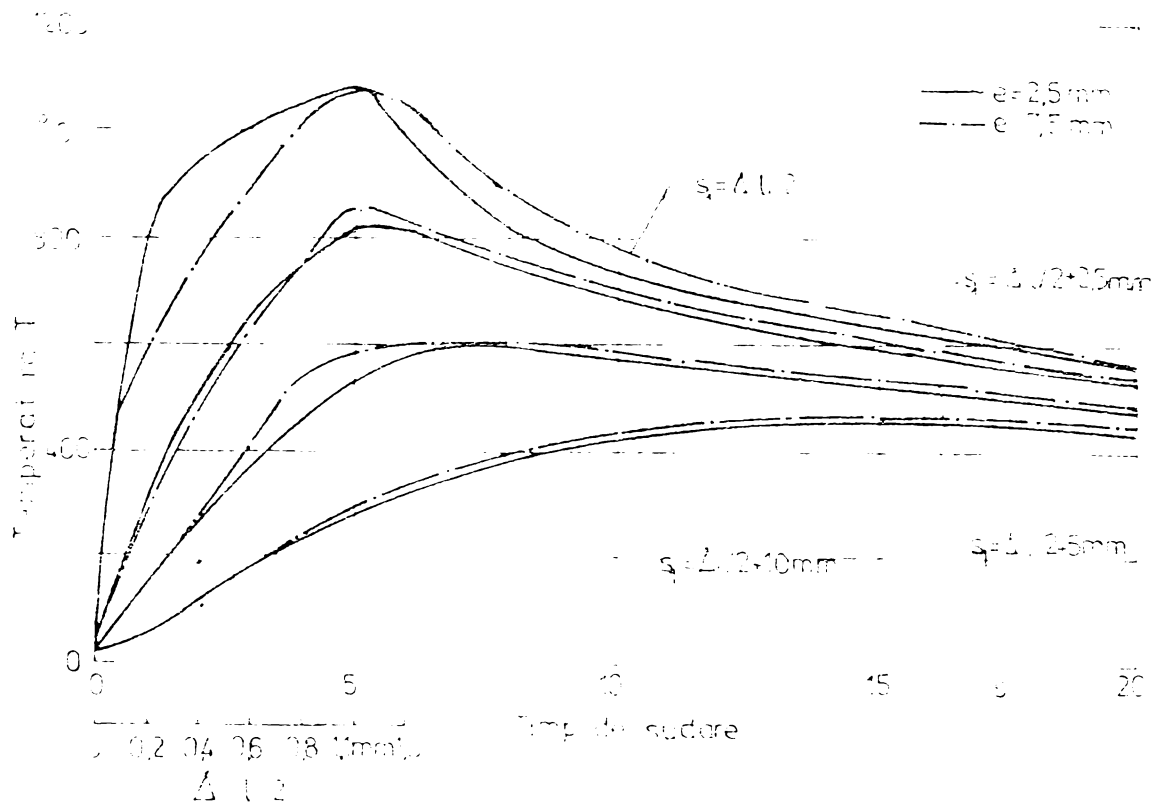


Figura 13. Distribuția radială și axială a temperaturii funcție de timp și scurtare axială

- viteza de încălzire axială la începutul fazei de frecare și deplasarea axială a căldurii la sfârșitul procesului de încălzire prin frecare este mai mare în viteze de rotație ridicate și presiuni axiale joase ;

- măsurătorile efectuate în centrul suprafeței de frecare și în exteriorul barelor (parametre optice) au arătat că temperaturile în timpul fazei de încălzire sînt la centru și la margine cu aproape 50 ... 100°C mai scăzute decît în celelalte zone de frecare. În timpul fazei de frînare temperatura scade considerabil la centrul barei și crește cu aproximativ 50 ... 100°C la exteriorul barelor.

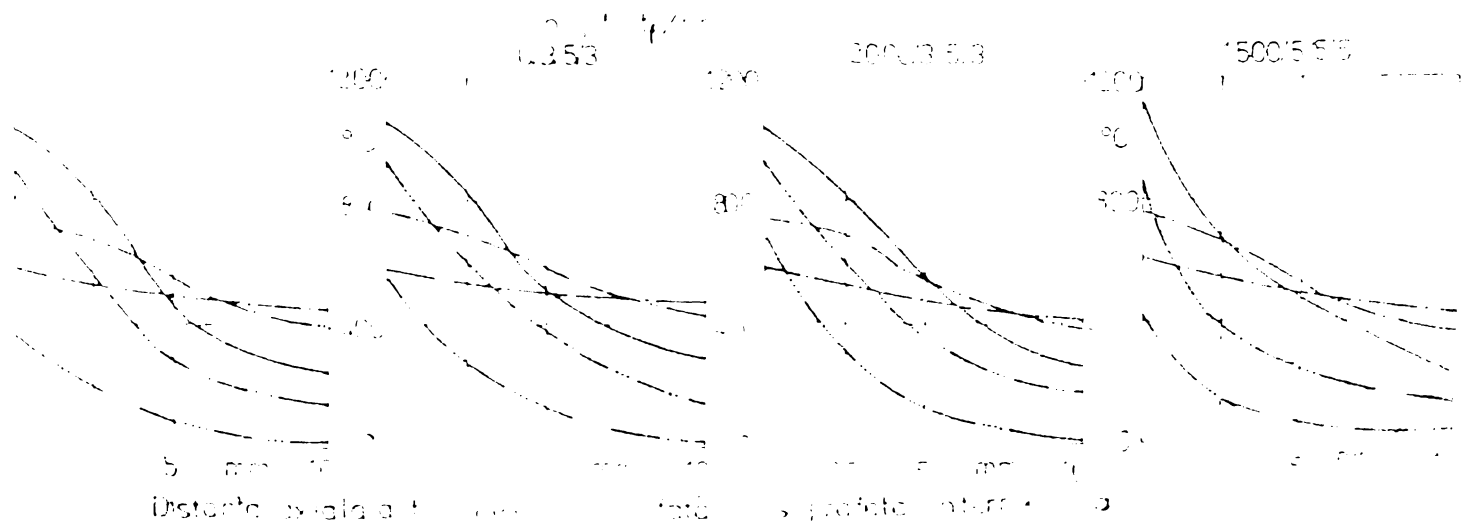


Figura 14. Distribuția axială a temperaturii funcție de vite-

2. TEHNOLOGIA SUDARII PRIN FRECARÉ

2.1. Pregătirea componentelor pentru sudare

Componentele ce se sudează prin frecare pot fi debitate pe strung, ferăstrău mecanic sau cu disc abraziv, rugozitatea suprafețelor avind o importanță mică asupra desfășurării procesului de sudare prin frecare.

În timpul mișcării relative a componentelor de sudat în ele îsu naștere vibrații. Acestea sînt cu atît mai mari cu cît lungimea liberă (lungimea din exteriorul becurilor sau fălcilor dispozitivului de prindere) este mai mare. Se recomandă ca această lungime să fie aproximativ egală cu diametrul componentei ce urmează a fi sudată /32/.

O influență asupra desfășurării procesului de sudare prin frecare și asupra rezultatelor lui (calitatea sudurii) o are gradul de curățire al capetelor componentelor ce urmează a fi sudate. Dacă suprafețele metalice în contact sînt acoperite cu murdărie, grăsimi, rugină, durata fazei de încălzire prin frecare se modifică deoarece o parte din timpul afectat acestei etape se consumă pentru îndepărtarea acestor impurități. De asemenea, gradul de contaminare al suprafețelor, sau grosimea stratului de rugină, poate diferi de la o componentă la alta, în acest caz, la parametrii constanți ai regimului de sudare, păstrarea constantă a calității sudurilor nu este asigurată. Din acest motiv, se recomandă ca suprafețele capetelor componentelor de sudat să fie curățite de grăsimi și murdărie sau să fie degresate iar stratul de rugină îndepărtat prin polizare. În cazul în care nu se poate asigura o curățire perfectă a capetelor componentelor, se preferă ca programarea ciclului de sudare să se facă pe baza scurtării axiale. Componentele care au capetele acoperite cu un strat subțire de rugină nu împiedică desfășurarea ciclului de sudare deoarece acest strat se distruge repede în timpul frecării și se elimină prin beaură.

Componentele, care anterior au fost tratate termic sau prelucrate la cald, sînt acoperite cu un strat de zgură (țundăr) format din oxizi greu fusibili. Acest strat trebuie îndepărtat de pe suprafețele frontale și de pe cele de prindere în bacuri deoarece stratul din capete împiedică începerea procesului de sudare prin frecare și stratul de pe suprafețele de prindere favorizează alunecarea componentelor în bacuri în timpul sudării.

Debitarea capetelor componentelor de sudat trebuie să se facă astfel ca unghiul de înclinare al suprafețelor să nu fie mai mare de $\pm 1^\circ$ față de planul normal la axa componentelor deoarece în caz contrar o parte din timpul de frecare respectiv din valoarea scurtării axiale se consumă pentru asigurarea contactului pe întreaga suprafață a componentelor.

2.2. Parametrii regimului de sudare

Parametrii regimului de sudare prin frecare sînt :

- viteza de mișcare relativă a componentelor de sudat;
- presiunea la frecare ;
- presiunea la refulare ;
- timpul la frecare ;
- timpul la refulare ;
- scurtarea axială.

Alegerea acestor parametri este determinată de următorii factori :

- natura materialelor componentelor de sudat ;
- forma și dimensiunile componentelor de sudate ;
- calitatea suprafețelor care se aduc în contact în timpul mișcării relative.

2.2.1. Viteza relativă influențează productivitatea procedurii și extinderea câmpului termic în componentele de sudat. Prin creșterea vitezei relative se reduce durata ciclului de sudare, începe mai devreme stabilizarea momentului de frecare, scade presiunea necesară încălzirii și scade cantitatea de metal consumată în bucură.

O viteză mică produce o încălzire insuficientă în special în vecinătatea axei pîresei și o repartizare neuniformă a căldurii în capetele componentelor de sudat. La o viteză mică, zona influențată termic are o formă dublu concavă, care se aplatizează treptat pe măsură ce crește viteza (figura 35).

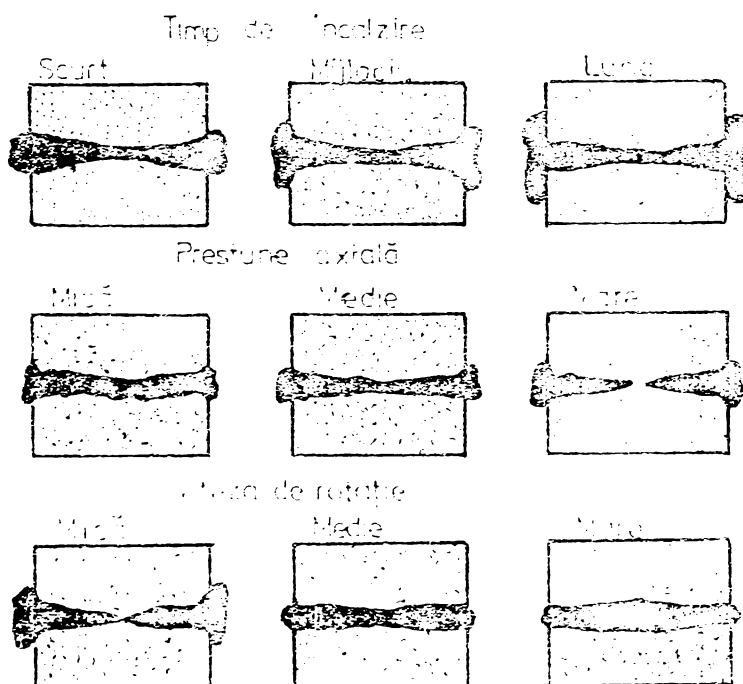


Figura 35. Influența timpului de frezare, presiunii axiale, vitezei de rotație asupra formei ZIT.

Se recomandă (11) viteze relative în domeniul 0,6...3 m/secundă. Relația dintre diametrul nominal al piesei d_n și turația n (rotații/minut) este :

$$n \cdot d_n = (1,2 \dots 10) \cdot 10^4 \quad (43)$$

Pentru oțeluri, $n \cdot d_n = 3 \cdot 10^4$ (viteza relativă de aproximativ 1 m/secundă) (44)

$$\text{Pentru cupru } n \cdot d_n = (4 \dots 4,5) \cdot 10^4 \quad (45)$$

$$\text{Pentru titan } n \cdot d_n = (8 \dots 10) \cdot 10^4 \quad (46)$$

Ridicarea vitezei de rotație, în special la sudarea secțiilor mari (peste 700 mm^2), este avantajoasă, dar ridică probleme constructive la realizarea mașinilor, în alegerea lagărelor sistemului de antrenare, echilibrării maselor în rotație etc.

2.2.2. Presiunea la frecare. În cadrul unui ciclu de sudare prin frecare continuă se utilizează, de obicei, două nivele de presiune : o presiune la frecare și o presiune (mai mare sau cel puțin egală) la refulare.

Presiunea din etapa de frecare influențează direct momentul de frecare, respectiv cantitatea de căldură generată, determinând prin această temperatură maximă în zona de sudare. Presiunea la frecare influențează mărimea deformației plastice în etapa de încălzire prin frecare, care are un rol important în asigurarea calității sudurii. Toate aceste aspecte au fost tratate pe larg în capitolul 1 al lucrării.

La sudarea oțelurilor nealiate cu conținutul în carbon $< 0,45\%$ și a celor slab aliate, presiunea la frecare se recomandă a avea valori cuprinse între $30 \dots 60 \text{ N/mm}^2$. Valoarea presiunii la frecare crește cu creșterea conținutului în carbon a materialului de bază și cu creșterea conținutului în elemente de aliere. Astfel, oțelurile aliate se pot suda cu presiuni la frecare cuprinse între $60 \dots 120 \text{ N/mm}^2$ (oțelurile sustenitice) putându-se ajunge chiar la 300 N/mm^2 în cazul sudării oțelurilor de scule. Presiunea la frecare, la o anumită viteză relativă, este în strînsă corelație cu timpul de frecare. Cu creșterea presiunii de la frecare scade timpul de frecare necesar pentru a asigura o anumită deformație plastică.

Folosirea unei presiuni mai scăzute în etapa de încălzire prin frecare, permite utilizarea unor mașini de sudat prin frecare de putere mai mică. După cum s-a văzut în diagrama din figura 6, momentul de frecare are un maxim în prima etapă. Acest maxim al momentului de frecare poate fi atenuat prin introducerea în această etapă, a unei trepte de presiuni mai mici. În acest mod ciclul de sudare va avea trei trepte de presiune, din care

două în etapa de încălzire prin frecare, ceea ce conduce la creșterea randamentului energetic al procesului de sudare, la scăderea uzurii mașinii de sudat dar și la lungimea ciclului de sudare.

2.2.3. Presiunea la refulare. Se recomandă ca presiunea la refulare să fie mai mare decât cea de la frecare. În cazurile în care se lucrează la valorile maxime ale utilajului se poate utiliza la refulare o presiune egală cu cea de la frecare. De obicei, raportul dintre presiunea de refulare și cea de la frecare se alege între limitele :

$$\frac{P_{\text{refulare}}}{P_{\text{frecare}}} = 1,5 \dots 3 \quad (47)$$

Valoarea presiunii de refulare influențează rezistența sudurii, datorită acțiunii sale asupra structurii zonei îmbinării. Astfel, cu creșterea presiunii de refulare scade granulația materialelor din zona sudurii /11/.

La sudarea prin frecare a unui oțel nealiat cu conținut în carbon < 0,16%, temperatura de austenitizare se atinge în numai o secundă. După o încălzire de peste două secunde grăunții de austenită cresc și rezistența sudurii scade. De exemplu, sudurile realizate cu o presiune de frecare și refulare de 30 N/mm^2 (un singur ciclu de presiune) manifestă o descreștere a plasticității, evidențiată prin încercarea la îndoire, odată cu creșterea timpului de frecare /34/. Aplicarea unei presiuni la refulare superioare celei de la frecare conduce la finalizarea structurii metalografice.

Presiunea de refulare nu trebuie să depășească o anumită valoare. Deformarea excesivă în timpul refulării poate fi în detrimentul integrității mecanice a sudurii. La o refulare excesivă materialul încălzit este împins în bavură și vor veni în contact zone de metal mai reci, rezultând îmbinări cu caracteristici mecanice slabe.

Creșterea presiunii de la frecare la valoarea presiunii de refulare coincide cu întreruperea rotirii. Practic acest moment este fie înainte, fie după oprirea componentei în rotație. A doua variantă este mai bună, deoarece la câteva fracțiuni de secundă după oprire metalul din sudură nu se răcește și efectul refulării nu se schimbă, pe când în cazul primei variante, creșterea presiunii în timpul rotirii produce un surplus de creștere a căldurii și crește consumul de metal.

2.2.4. Timpul de frecare ; trebuie ales astfel încât el să asigure o distribuție uniformă a temperaturii pe suprafețele frontale ale pieselor de sudat și o expulzare a impurităților prezente inițial pe respectivele suprafețe.

Corepunzător presiunii de la frecare utilizate există un domeniu limitat al timpului de frecare pentru producerea unor suduri satisfăcătoare. De exemplu, la sudarea unor bare cu diametrul de 20 mm din oțel nealiat (C = 0,19%) cu o presiune de frecare de 30 N/mm² și o presiune de refulare de 90 N/mm² s-a arătat că la timpuri scurți (mai puțin de 3 secunde) sudurile supuse la tracțiune s-au rupt în îmbinare datorită neconsolidării ei. Suduri satisfăcătoare s-au produs cu timpuri de frecare între 3 și 8 secunde. În cazul folosirii unor timpuri mai lungi la frecare, rezistența sudurii scade datorită formării unor structuri metalografice grosolane și formării unor creștături la baza gulerului bavurii. Timpurile de frecare scurte pot fi folosite la sudarea oțelurilor nealiate cu carbon $\leq 0,25\%$. Ca și în cazul sudării electrice prin presiune cu topire intermediară, în funcție de capacitatea utilajului, se pot alege regimuri dure de sudare (timpuri scurte și presiuni ridicate la frecare) sau regimuri moi de sudare (timpuri lungi asociate cu presiuni joase la frecare). În cazul oțelurilor susceptibile la călire, pentru reducerea vitezei de răcire, se recomandă timpuri mai lungi de încălzire.

2.2.5. Timpul de refulare, comparativ cu cel de frecare este scurt deoarece la oprirea mișcării relative, sudura se răcește cu viteză mare. Materialul își pierde plasticitatea

intr-un timp mai scurt de o secundă. S-a observat totuși că o menținere mai îndelungată a timpului de refulare are efecte favorabile asupra caracteristicilor mecanice ale sudurii.

2.2.6. Scurtarea axială. Deafășurarea ciclului de sudare poate fi controlată, respectiv programată prin scurtarea axială în locul parametrilor de timp. În acest caz comanda trecerii de la etapa încălzirii prin frecare, la etapa de frinare și apoi la refulare este dată de valoarea scurtării componentelor corespunzător fiecărei etape. Controlul procesului prin scurtarea axială se recomandă la sudarea pieselor a căror lungime totală trebuie să se încadreze în limite stricte ($\pm 0,1$) și în cazul utilajelor la care viteza de rotație este scăzută (< 1500 rot/min).

Scurtarea axială este un estimator al mărimii deformației plastice din timpul sudării. O anumită valoare a scurtării determină, într-o măsură oarecare, calitatea sudurii. Astfel o scurtare axială prea mică produce o sudură cu rezistență slabă datorită faptului că nu s-au îndeplinit condițiile termice și mecanice necesare formării unei suduri corespunzătoare. La o scurtare axială prea mare, se consumă inutil material în bavură și pot rezulta structuri grosolane datorate menținerii îndelungate a pieselor în domeniul austenitic.

2.3. Influențe parametrilor asupra caracteristicilor sudurilor realizate

2.3.1. Caracteristici metalurgice

Structurile metaligrafice care apar la sudarea prin frecare sînt determinate de ciclul temperatură - timp, fiind influențată și de presiunea axială.

Analize metalografică a unei suduri realizate prin frecare la bare $\varnothing 18$ mm din oțel EN3B cu compoziția chimică : C = 0,25% ; Si = 0,35% ; Mn = 1,0% ; P = 0,060% ; S = 0,060% evidențiază două regiuni distincte : o zonă centrală îngustă de granulație relativ fină și o zonă influențată termic mai largă

cu structuri corespunzătoare ciclurilor termice. In cazul oțelurilor ferite-perlitice zona influențată termic se poate delimita în mai multe zone care împreună cu zona centrală formează următoarele :

1. Zona A - zona centrală, zona deformațiilor plastice însoțite (zona plastefiată). In această zonă s-a produs trecerea particulelor de metal dintr-o componentă în alta, materialul fiind supus unor deformații plastice repetate. Se estimează că in această zonă temperatura este în jur de 1300°C , metalul are o granulație fină.

2. Zona B - zona de granulație foarte fină. Analiza microstructurală arată că in această zonă materialul a fost supus unor puternice deformații plastice, dar nu a participat la frezare și nici la procesul de transfer. Structura materialului este bainită superioară in zona adiacentă zonei A și bainită inferioară in zonele mai îndepărtate.

3. Zona C - zona de trecere. Materialul in această zonă a suferit o încălzire între punctele de transformare AC3 și AC1 (830°C - 730°C), interval in care zonele bogate in perlită s-au transformat in austenită, iar ferita nu s-a transformat.

4. Zona D - zona de globulizare. In această zonă materialul a fost încălzit la o temperatură sub AC1 (730°C - 650°C), condiții in care lamelele de cementită ale perlitului s-au globulizat.

5. Zona E --zona de recristalizare a feritei. Temperatura in această zonă a fost între 650 - 550°C , condiții in care cristalele deformate de ferită au recristalizat, crescând o parte din grăunți.

6. Zona F - structura materialului de bază, temperatura materialului nu s-a ridicat peste 550°C .

Studiul mecanismului de formare a îmbinării (capitolul 1) in cazul sudării unor aliaje metalice diferite a arătat că in funcție de aliajele care se sudază cu loc, la nivelul zonei intermediare, difuzii ale elementelor de aliere, amestecuri mecani-

ce ale acestora (difuzie + amestec mecanic). Astfel, la sudarea unor oțeluri feritice de înaltă rezistență cu oțeluri austenitice s-a observat că mișcarea elementelor de aliere în oțeluri aliate nu este cauzată de difuziune conform legii lui *Fick*, ci mai ales datorită unui amestec mecanic. Sudând aliaje de nichel cu oțel nitrurat s-au observat și o difuzie a elementelor de aliere dintr-un material în altul la limita sudurii [31].

În figura 36 se prezintă aspectul macro și microstructural al sudurilor realizate cu presiuni de frecare de 30, 45, 65, 105, 150 N/mm^2 și viteze de rotație de 975 și 1825 rot/min.



Figura 36. Aspectul macro și microstructural al sudurilor realizate cu presiuni de frecare 30, 45, 65, 105, 150 N/mm^2 și viteze de rotație de 975 și 1825 rot/min.

Din figură se observă că lăţimea şi forma zonei influenţate termic este determinată de valoarea presiunii de frecare şi a vitezei de rotaţie.

La o presiune joasă (30 N/mm^2) zona influenţată termic are o lăţime mare şi marginile aproape paralele. Cu creşterea presiunii zona influenţată termic se îngustează pînă la gîtuire spre centrul barei şi profilul ei devine dublu conic.

La aceeaşi presiune de frecare, viteza de rotaţie mai mare 1825 rot/min produce o zonă influenţată termic mai lată cu un profil mai puţin gîtuit în comparaţie cu sudura similară produsă cu viteză de rotaţie mai joasă (975 rot/min).

În cazul sudării cu presiuni de frecare scăzute, 30 N/mm^2 şi viteze de rotaţie mari, 1825 rot/min, în secţiune sînt evidenţiate defecte de "lipsă de legătură". Aceste defecte sînt eliminate prin creşterea presiunii la 45 N/mm^2 .

Presiunea de frecare şi viteza de rotaţie influenţează şi structura materialului în zona sudurii. Examinarea microstructurală a sudurilor realizate cu presiuni coborîte (30 N/mm^2) evidenţiază prezenţa structurii Widmanstätten. Această structură dispăre odată cu creşterea presiunii de frecare, respectiv structura devine tot mai fină pe măsură ce presiunea de frecare creşte. La presiune de frecare constantă, în special la valori coborîte (30 N/mm^2) structura e mai grosolană la turaţie ridicată (1825 rot/min), comparativ cu cea produsă de turaţii mai coborîte (975 rot/min).

În figura 37 se prezintă distribuţia durităţii de-a lungul zonelor sudurii într-o secţiune longitudinală a barelor de $\varnothing 18 \text{ mm}$ din oţelul EN3B. La acest tip de oţel în zonele sudurii duritatea este mai scăzută decît în materialul de bază. Duritatea zonei centrale şi a zonei influenţate termic a fost afectată de viteza de rotaţie şi presiunile aplicate.

Creşterea presiunii între limitele arătate ($30 \dots 150 \text{ N/mm}^2$) provoacă îngustarea zonei de variaţie a durităţii şi creşterea durităţii pe măsură ce creşte presiunea de frecare.

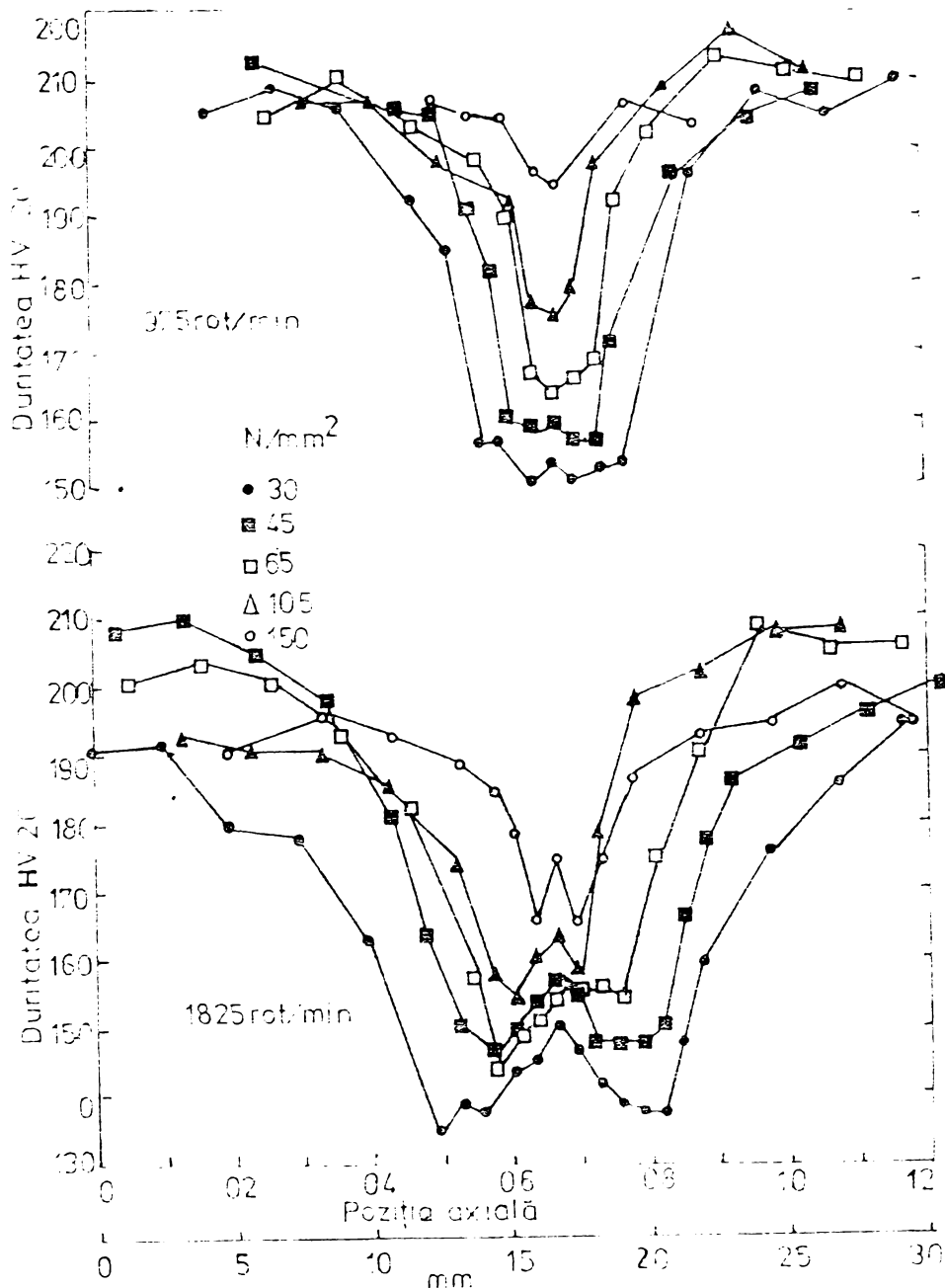


Figura 37. Influența presiunii de frecare și vitezei de rotație asupra distribuției durităților.

Astfel, dacă la presiunea de 30 N/mm^2 duritatea minimă a sudurii a fost în jur de 150 HV_{20} la presiunea de 150 N/mm^2 aceasta a crescut la 195 HV_{20} față de $200 \dots 210 \text{ HV}_{20}$ a materialului de bază.

Creșterea vitezei de rotație de la 975 rot/min la 1825 rot/min provoacă o lărgire a zonei de variație a durității. La aceeași presiune de frecare creșterea turației provoacă o scădere a durității minime în sudură cu aproximativ 20 HV_{20} .

2.3.2. Caracteristicii mecanice

2.3.2.1. Rezistența la tracțiune

Procedul de sudare prin frecare fiind un procedeu de sudare în stare solidă nu este afectat de unii factori care micșorează rezistența sudurii, cum ar fi : structuri de turnare, contaminare atmosferică. Din acest motiv, rezistența sudurii, în condițiile alegerii corecte a parametrilor de sudare este egală cu cea a materialului de bază.

Pentru a vedea influența presiunii de frecare și vitezei de rotație asupra rezistenței la tracțiune s-au sudat bare din oțelul EN3B cu presiunile de frecare 30, 45, 75, 105, 150 N/mm^2 și vitezele de rotație 975 rot/min și 1925 rot/min. Modul cum influențează acești parametri asupra rezistenței la tracțiune se prezintă în tabelul 2.

Parametrii de sudare		Bare ϕ 18 mm			Bare ϕ 25 mm		
Viteza de rotație /min	Presiunea de frecare N/mm^2	Rezistența la rupere		A _{un-gire} %	Rezistența la rupere		A _{un-gire} %
		R _m /mm ²	% din R _m -MB		R _m /mm ²	% din R _m -MB	
975	30	495	95	9,1	470	90	10,1
	45	495	95	10,4	480	92	9,0
	75	535	100	7,7	485	93	8,0
	105	550	100	7,7	505	97	8,9
	150	555	100	7,7	515	99	12,9
1925	30	450	89	15,8	400	77	5,2
	45	460	89	13,7	455	87	11,8
	75	-	-	-	480	92	9,0
	105	515	100	7,7	495	94	7,5
	150	540	100	7,7	510	98	8,0

Tabelul 2. Rezultatele încercărilor la tracțiune.

Din tabel se observă că o dată cu creșterea presiunii de frecare crește rezistența la tracțiune a sudurii. Astfel, pentru viteza de rotație de 975 rot/min ruperile se produc în materialul de

bază de la presiunea de 45 N/mm^2 în sus iar la viteza de 1325 rot/min ruperile se produc în materialul de bază la presiunea de frecare de 150 N/mm^2 .

2.3.2.2. Rezistența la îndoire

Aprecierea însușirilor de plasticitate ale sudurilor realizate prin frecare se poate face prin încercarea la îndoire. Efectul parametrilor de sudare asupra unghiului maxim de îndoire s-a urmărit sudând bare de $\varnothing 18 \text{ mm}$ din oțel EN3B cu presiuni de frecare de 30, 60, 90 N/mm^2 , presiuni de refulare de 30, 60, 90, 120, 150 N/mm^2 și timpi de frecare între 1 și 10 secunde /35/.

Efectul presiunii de refulare s-a studiat menținând presiunea de frecare constant la 30 N/mm^2 și folosind presiunile de refulare și timpii de frecare menționate. În figura 38 se prezintă diagrama de variație a unghiului maxim de îndoire funcție de presiunea de refulare și timpul de frecare. Sudurile realizate cu presiunea de frecare și de refulare de 30 N/mm^2 (un singur ciclu de presiune) au valori scăzute ale unghiului maxim de îndoire ($< 30^\circ$) și acesta scadește cu creșterea timpului de frecare. Examinând microscopic sudurile realizate cu presiunile de 30 N/mm^2 și cu timpul de frecare de 2 secunde în ZIT apare o structură ferito-perlitică de granulație fină. Sudurile realizate cu aceleași presiuni dar cu timpul de frecare de 10 secunde prezintă în ZIT o structură Widmannstätten.

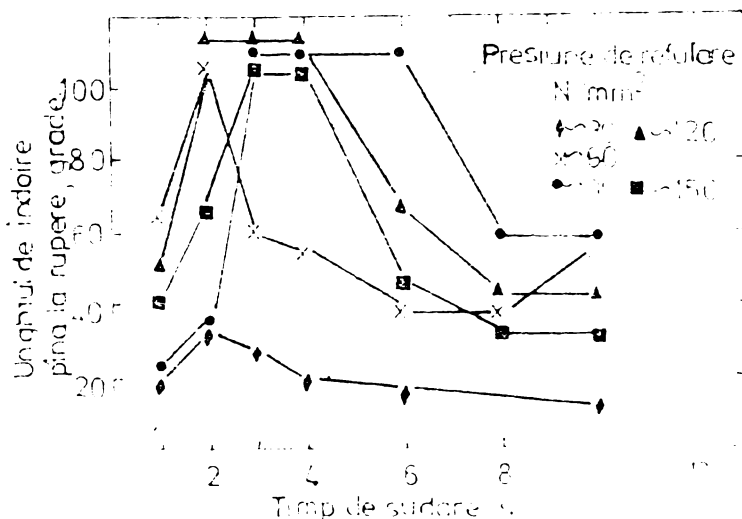


Figura 38. Influența timpului și presiunii de frecare și refulare asupra unghiului de îndoire până la rupere.

Creșterea presiunii de refulare face să se mărească valoarea unghiului maxim de îndoire, condiționat de timpul de frecare care nu trebuie să depășească o anumită valoare.

Refularea are două efecte favorabile asupra structurii respectiv rezistenței ZIT și anume :

a) Ruperea și dispersarea fină a incluziunilor. În materialul de bază incluziunile sînt continue și orientate paralele cu axa preselor. În etapa de încălzire prin frecare, în procesul de deformare plastică, metalul este forțat să curgă în afară (formînd bavura) spre o direcție normală față de axă antrenînd în această curgere și incluziunile. Orientarea incluziunilor spre o direcție normală față de axa piesei duce la slăbirea rezistenței piesei sudate. Prin aplicarea unei presiuni de refulare cu o valoare suficient de mare se obține ruperea respectiv fărâmițarea incluziunilor și dispersarea lor fină în structură. Spre exemplu, sudurile realizate cu timpi scurți (≤ 3 secunde) și cu o presiune de refulare mai mică de 90 N/mm^2 întotdeauna s-au rupt în ZIT (figure 39). Examinînd cu microscopul electronic rupura se observă că rezistența slabă se datorește ruperilor prin incluziunile orientate normal față de axa piesei (figure 39.b). Creșterea presiunii de refulare peste 90 N/mm^2 a făcut ca incluziunile reorientate pe direcția normală față de axa piesei să fie suficient de deformate și de răspîndite în matricea de altfel ductilă a structurii încît să nu prezinte surse de fisuri (figure 39.a).

b) Finisarea grăunților de austenită. În etapa de încălzire prin frecare temperatura de austenitizare se atinge într-o secundă. Dacă la frecare se utilizează o presiune coborîtă (30 N/mm^2) și această presiune se menține un timp mai lung în sudură apare structura Widmannstätten grosolană. Prin aplicarea în etapa de refulare a unei presiuni mai ridicate se produce o finisare a granulației și implicit îmbunătățirea caracteristicilor mecanice ale sudurii. Spre exemplu, dacă la frecare se utilizează o presiune de 30 N/mm^2 timp de 3 secunde și după frecare se aplică o presiune $\geq 90 \text{ N/mm}^2$ unghiul de îndoire depășește 90° .

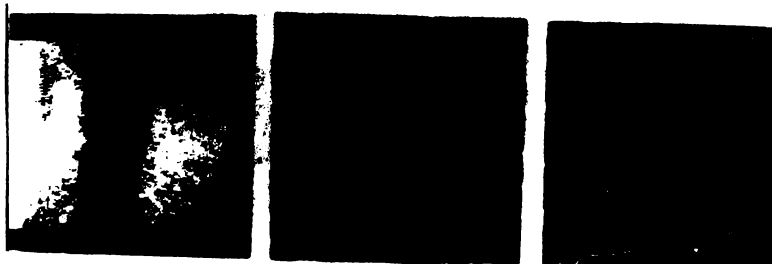


Figura 39. Efectul presiunii de refluxare asupra dispersiei incluziunilor la presiunea de frecare 30 N/mm^2 și timp de frecare 3 secunde : a) localizarea rupei la presiune de refluxare 30 N/mm^2 ; b) orientarea incluziunilor la presiunea de refluxare 30 N/mm^2 ; c) împrăștierea incluziunilor la presiunea de refluxare 90 N/mm^2 .

Din figura 38 reiese că rezistența la îndoire este influențată și de timpul de frecare. Chiar pentru presiuni de refluxare $\geq 90 \text{ N/mm}^2$ există un domeniu limitat al timpului de frecare pentru producerea sudurilor satisfăcătoare (unghi de îndoire $> 90^\circ$). Epruvetele sudate cu presiunea de frecare de 30 N/mm^2 și presiunea de refluxare de 90 N/mm^2 s-au comportat diferit la îndoire funcție de timpul de frecare. Astfel, cele sudate cu timpi scurți < 3 secunde s-au rupt la valori mici ale unghiului de îndoire datorită neconsolidării sudurii. Suduri satisfăcătoare s-au realizat cu timpi de frecare cuprinși între 3 și 8 secunde. Utilizarea unor timpi mai lungi de frecare au dus la scăderea rezistenței la îndoire din două motive : grăunți grosolani și reorientarea contrară a materialului de bază.

La presiuni de refluxare scăzute ($\sim 30 \text{ N/mm}^2$) ZIT are tendințe pronunțate de fragilizare datorită formării structurii grosolane Widmannstätten la timpi de frecare > 9 secunde (figura 40.a și 40.b). Fractografia rupei (figura 40.a) evidențiază rupea tipice de elivaj asociate cu structura Widmannstätten



Figura 40. Aspectul ruperii unei suduri supuse la îndoire : a) localizarea ruperii; b) structura ZIT; c) fractografia zonei; condiții de sudare : timp de frecare 3 secunde; presiune de refulare 30 N/mm^2

Utilizarea unor presiuni de refulare mai mari de 90 N/mm^2 în scopul finisării structurii a produs reorientarea fibrajului materialului de bază. Sudurile realizate cu presiuni de refulare de 150 N/mm^2 și cu timp de frecare de 10 secunde s-au rupt la îndoire la unghiuri mici (30°). Ruperile s-au produs prin smulgerea benzilor ferito-perlitice datorită reorientării benzilor materialului de bază la un unghi critic (figurile 41 a, b, c). O altă cauză a acestor ruperi la unghiuri mici de îndoire, după cum rezultă din figurile prezentate, o constituie prezența fisurilor la baza bevruii, fisuri datorate presiunilor de refulare mari.

Rezistența la îndoire a sudurilor prin frecare este influențată și de valoarea presiunii de frecare. Presiunea de frecare este în strinsă corelație cu timpul de frecare pentru realizarea unor suduri satisfăcătoare. Astfel s-a văzut că la presiuni de frecare de 60 N/mm^2 utilizarea unor timpi scurți și a presiunii de refulare tot de 60 N/mm^2 produc suduri cu ductilitate scăzută datorită răspândirii neadecvate a incluziunilor.

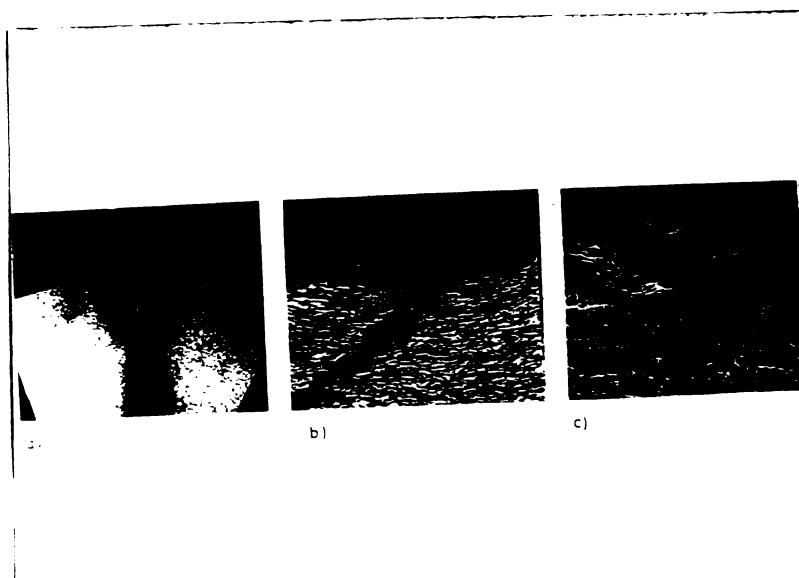


Figura 41. Aspectul ruperii unei suduri supuse la îndoire :
a) localizarea ruperii; b) baza bavurii; fractografia
zonei; condiții de sudare : timp de frecare 10 secunde,
presiune de frecare 30 N/mm^2 ; presiune de refulare
 150 N/mm^2

Utilizarea unor timpi lungi la acești parametri provoacă scăderea ductilității datorită supraîncălzirii ZIT (figura 42.a). Dacă presiunea de frecare de 60 N/mm^2 este asociată cu presiunea de refulare de 90 N/mm^2 suduri satisfăcătoare (unghiuri de îndoire $\geq 90^\circ$) s-au obținut cu timpi de frecare cuprinși între 1 și 2 secunde.

La utilizarea unor presiuni de frecare de 90 N/mm^2 fărămișarea și răspindirea incluziunilor în structură precum și finisarea grăunților de susținută se realizează în etapa de frecare nemăfiind necesară creșterea presiunii în etapa de refulare pentru obținerea unor suduri satisfăcătoare din punct de vedere al rezistenței la îndoire (figura 42.b).

Rezistența la îndoire a sudurilor realizate cu timpi de frecare mai mari de 2 secunde s-a îmbunătățit prin aplicarea unui tratament termic de normalizare după sudare (încălzire 30 de minute la 900°C , răcire în aer). Astfel, pentru timpi de frecare între 2 și 10 secunde s-au obținut suduri satisfăcătoare

din punct de vedere al unghiului de îndoire indiferent de presiunile de frecare utilizate (presiuni de frecare 30...90 N/mm²; presiuni de refulare 30...150 N/mm²) conform figurii 42.c. Sudurile realizate cu timpi scurți (< 2 secunde) de frecare au fost doar parțial îmbunătățite deoarece tratamentul termic aplicat nu poate remedia lipsa de legătură a acestora și nici reorientările incluziunilor, cauze ale rezistențelor slabe ale acestor suduri. Tratamentul termic de normalizare a remediat unele defecțe metalurgice cum ar fi existența grăunților grosolani în ZIT și în cazul unei refulări excesive normalizarea a înlocuit structura lamelară reorientată adiacentă ZIT cu grăunți mai echiaxiali.

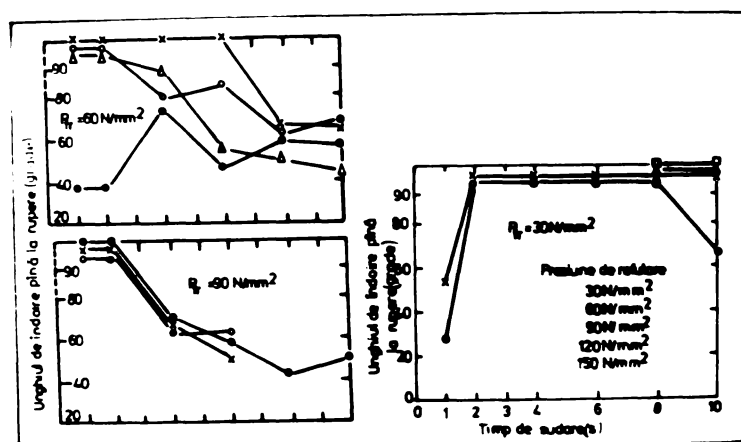


Figura 42. Influența presiunii de frecare și a tratamentului termic după sudare asupra rezistenței la îndoire : a) presiune de frecare 60 N/mm²; b) presiune de frecare 90 N/mm²; c) presiune de frecare 30 N/mm² și normalizare după sudare (30 minute la 900°C)

In concluzia cercetărilor legate de încercarea la îndoire a epruvetelor din oțel cu conținut scăzut în carbon sudate prin frezare se pot nota următoarele :

- La sudarea componentelor cu timpi de frecare mai scăzuți decît cei recomandați și cu presiuni de frecare coborîte (30 N/mm^2) se obțin rezultate slabe la îndoire datorită neconsolidării sudurii și nedispersării incluziunilor. Incluziunile mari, orientate normal față de axa pieselor sînt locuri slabe de-alungul cărora se pot produce fisuri.

- Refularea cu o presiune mai mare decît cea de frecare produce ruperea și dispersarea incluziunilor. Valoarea presiunii de refulare trebuie să fie suficient de mare pentru a produce fărâmițarea grăunților grosolani de susținută formați în etapa de încălzire prin frecare minimalizînd astfel tendința puternică de a forma structure Widmanstätten.

- Tratamentul termic de normalizare după sudare poate elimina efectele negative ale supraîncălzirii ZIT și ale refulării excesive datorate alegerii necorespunzătoare a parametrilor regimului de sudare.

- La sudarea oțelurilor cu conținut scăzut în carbon, nealiat, parametrii de sudare pot varia în limite destul de largi pentru a obține suduri care să reziste la unghiuri de îndoire $> 90^\circ$. Între presiunea de frecare, presiunea de refulare, timpul de frecare există corelații strînse. Față de valorile parametrilor utilizați în experimentări se poate construi diagrama spațială a valorilor parametrilor care produc suduri cu rezistență la îndoire satisfăcătoare. Această diagramă se prezintă în figura 4).

2.1.2.3. Rezistența la torsiune

Rezistența la torsiune a sudurilor prin frecare s-a analizat comparativ cu rezistența la tracțiune și rezistența la îndoire. Experimentările s-au efectuat cu componente din oțel nealiat cu conținut mediu de carbon, OLC45, bare de 20 mm diametru.

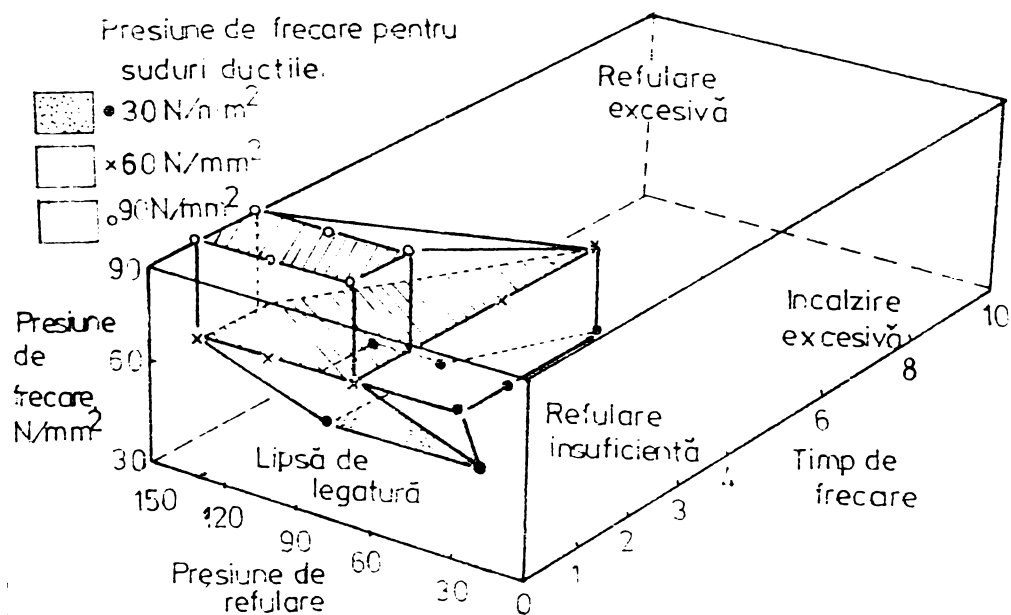


Figura 43. Parametrii de sudare pentru obținerea unor suduri cu rezistență la îndoire optimă.

Pentru experimentări s-au utilizat următoarele valori ale parametrilor de sudare :

- presiunea de frecare 40; 60; 80 N/mm^2
- presiunea de refulare 120; 140; 160 N/mm^2
- timp de frecare : 2,30 ; 3,22 ; 4,52 ; 5,63 secunde.

Vitezele de rotație și timpul de refulare s-au menținut constante la valorile 1450 rot/min respectiv 2,30 secunde.

Prin combinarea tuturor valorilor parametrilor sus-menționați s-au obținut 36 regimuri de sudare. Cu fiecare regim s-au efectuat 9 suduri. Aceste suduri au fost supuse la trei încercări (cite 3 suduri pentru fiecare încercare) fără ca piesele să fie tratate termic după sudare :

- încercare la tracțiune statică ;
- încercarea la torsiune ;
- încercarea la îndoire.

Rezultatele la încercări arată următoarele :

a) Piesele sudate cu toate cele 36 de regimuri supuse la tracțiune s-au rupt în materialul de bază în afara zonei influențate termic.

b) Piesele sudate cu toate regimurile supuse la torsiune s-au rupt în materialul de bază în afara zonei influențate termic indiferent de sensul de răsucire.

c) În urma încercării la îndoire s-au selectat 4 regimuri de sudare la care unghiul de îndoire a fost 130° fără să apară fisuri. Aceste regimuri se prezintă în tabelul 3.

Nr. regim	Ptr. (v/min)
1	
2	60
3	80
4	60

Tabelul 3. Regimuri de sudare care asigură suduri la care unghiul de îndoire a fost 130° fără apariția fisurilor

Peșă de aceste rezultate se pot trage următoarele concluzii :

- Caracteristicile de rezistență la tracțiune și de rezistență la răsucire a sudurilor realizate prin frecare a be-
relor din oțel nealiat cu 0,45% C nu sînt afectate în mare măsura de parametrii de sudare aceștia putînd varia în limite destul de largi dacă aceste limite sînt bine alese.

- Încercarea la torsiune nu ne dă informații suplimentare asupra înășirilor sudurilor prin frecare față de încercarea la tracțiune.

- Însuşirile de plasticitate ale sudurilor, caracterizate prin încercarea la îndoire, limitează variaţia parametrilor regimului de sudare a oţelurilor cu 0,45% C. Aceste însuşiri pot fi îmbunătăţite de alegerea regimurilor dure respectiv regimuri cu presiuni de refulare ridicate.

2.3.2.4. Rezistenţa la oboseală

Calitatea sudurilor prin frecare se reflectă şi în rezultatele obţinute în urma încercării lor la oboseală.

Astfel, la solicitări de oboseală prin încovoiere rotativă barele din oţel 3630 (asemănător cu 40MoCN15) sudate prin frecare şi tratate termic se comportă egal sau chiar mai bine decât materialul de bază, fenomen explicat prin finisarea structurii în zona îmbinării.

Rezultatele încercărilor la oboseală de torsiune a sudurilor realizate din oţelul SAZ 3630 (corespunzător oţelului 33MoCl1) arată o rezistenţă la oboseală apropiată de cea a materialului de bază nesudat.

2.4. Alegerea parametrilor regimului de sudare

Elaborarea tehnologiei de sudare presupune determinarea unor valori numerice pentru fiecare parametru de sudare. În cazul sudării oţelurilor nealiate cu conţinut scăzut şi mediu de carbon ($\leq 0,45\%$) parametrii regimului de sudare pot varia în limite largi fără a influenţa semnificativ calitatea sudurilor. Astfel, prin combinarea valorilor parametrilor regimurilor de sudare se pot obţine teoretic şi experimental un număr mare de soluţii posibile de regimuri de sudare. Din acest motiv activitatea tehnologică de sudare presupune optimizarea tehnologiei, adică determinarea celei mai bune decizii tehnologice (regim de sudare), funcţie de criteriul (criteriile) luate în considerare. Optimizarea constă în determinarea aceluia regim de sudare pentru care criteriul respectiv are valoarea maximă sau minimă. De

obicei se urmărește determinarea regimului cu consumul energetic minim respectiv regimul cu pierderile minime în bavură.

Optimizarea tehnologiei în cazul sudării prin frecare nu se poate face printr-o metodă analitică directă deoarece, așa cum s-a văzut în capitolul 1 al lucrării, între parametrii de sudare nu există relații matematice ci doar relații empirice cu valabilitate condiționată și limitată. Pentru optimizare se poate utiliza o metodă indirectă, spre exemplu, metoda gradientului /37/. Această metodă experimentală pornește de la un regim de sudare oarecare și se apropie, prin îmbunătățiri succesive, de regimul optim, pe direcția gradientului.

Metoda gradientului s-a aplicat, spre exemplu, la determinarea regimurilor de sudare a rotelor de benzi rulante /37/. Parametrii regimului de sudare s-au determinat pentru următoarele trei tipodimensiuni de piese :

- D1 bare (OL50) \varnothing 36x90 mm + țevă OLP35 \varnothing 35x6x130 mm ;
- D2 bare (OL37) \varnothing 45x90 mm + țevă OLP35 \varnothing 42x4x130 mm ;
- D3 bare (OL37) \varnothing 49x90 mm + țevă OLP35 \varnothing 45x4x130 mm .

Optimizarea tehnologică s-a efectuat pentru trei din parametrii regimului de sudare și anume : timpul de frecare, presiunea la frecare și presiunea la refulare. Acești parametri au fost aleși pentru optimizare pe considerentul că influențează cel mai mult calitatea sudurilor. Restul parametrilor s-au menținut constant în timpul experimentărilor la următoarele valori :

- viteza de rotație 1450 rot/min, determinată de performanțele mașinii de sudat prin frecare utilizate ;
- timpul de întârziere la frinare 0,09 secunde ;
- timpul de refulare 2,21 secunde.

Drept criteriu de optimizare s-a considerat rezistența sudurii care trebuie să fie mai mare sau cel puțin egală cu a materialului de bază la valori minime ale scurtării axiale.

Rezistența sudurii s-a apreciat prin încercarea la tracțiune a pieselor sudate nedebavurate. S-au luat în conside-

rare pentru optimizare regimurile la care piesele s-au rupt în materialul de bază respectiv în afara sudurii și la care scurta-rea axială a avut valorile cele mai mici.

- Optimizarea regimului de sudare pentru tipodimen- siunea D1.

Forma și dimensiunile componentelor de sudat precum și proprietățile fizice și metalurgice ale materialelor de bază recomandă, ca posibile, valorile parametrilor de optimizat pre- zentate în tabelul 4.

Nr. crt.	P_f da N/mm ²	t_f da N/mm ²	t_f secunde
1	2	4	3,52
2	4 ^x		3,52 ^x
3	6	6 ^x	3,52
4	8		3,52

Tabelul 4. Parametrii regimului de sudare recomandați pentru optimizarea D1

Optimizarea tehnologică s-a pornit de la regimul ales arbitrar (2 ; 3 ; 2) care corespunde la $p_f = 40 \text{ K/cm}^2$, $p_f = 30 \text{ K/cm}^2$, $t_f = 4,52 \text{ secunde}$.

Prin variația parametrilor cu un pas, în sus și în jos, rezultă regimurile tehnologice care împreună cu rezultatele la tracțiune și scurtării axiale se prezintă în tabelul 5.

Perturbând variabilele au rezultat șase regimuri de sudare. Piesele sudate cu aceste regimuri au fost încercate la tracțiune. La cinci regimuri ruperile s-au produs în materialul de bază. Din aceste cinci regimuri scurta-rea axială cea mai mică (3,10 mm) a avut-o regimul notat cu (2;3;1).

Punct	Regimul de sudare			Rezultatele încercărilor la tracțiune		Scutirea la sudare				Observații
	P _f (kg/mm ²)	P _r (kg/mm ²)	t _f (sec)	Locul ruperii	F _{max} (kgf)	Δl (mm)	Δ (mm)	Interval de confidență (mm)	Interval de toleranță (mm)	
(2,3;2)	4	8	452	m.b	23600	3,4	4,1	3,205 4,995	1,02 7,18	
				m.b	23700	4,2				
				m.b	23400	4,1				
				m.b	23600	5,2				
				m.b	23800	3,5				
(1,3;2)	2	8	452	m.b	22600	2,8	2,3	1,565 3,035	0 5,4	
				sud	19000	3,2				
				m.b.	23500	2,1				
				sud.	19800	1,3				
				m.b	23600	2,2				
(3,3;2)	6	8	452	m.b	23600	5,9	6,1	5,587 6,613	4,32 7,88	
				m.b	23800	5,3				
				m.b	23600	5,6				
				m.b	22900	5,7				
				m.b	23650	5,7				
(2,2;2)	4	6	452	m.b	22900	4,1	3,77	2,91 4,63	1,38 5,15	
				m.b	23000	3,1				
				m.b	24700	2,3				
				m.b	23200	4,1				
				m.b	22850	5,2				
				m.b	23350	3,8				
2,3,1	4	8	3,22	m.b	23300	3,5	3,10	2,38 3,82	0,75 5,63	
				m.b	23800	3,7				
				m.b	23700	2,3				
				m.b	23100	2,5				
				m.b	23200	3,2				
				m.b	22800	4,0				
2,3,3)	-	8	5,58	m.b	23900	4,4	4,87	4,582 5,058	3,23 6,51	
				m.b	23200	4,9				
				m.b	24000	4,4				
				m.b	23300	5,2				
				m.b	23500	5,7				

OBSERVAȚII: - Intervalul de confidență a medie este calculat pentru o încredere $\gamma = 95\%$.
 - Intervalul de toleranță pe valori individuale este calculat pentru $\gamma = 90\%$.

Alegind regimul (2;3;1) ca regim de bază, prin aceeași metodologie, se poate concepe cel de-al doilea sistem de optimizare prezentat în tabelul 6.

Punctul	Regimul de sudare			Rezultatul încercărilor la tracțiune		Scurtarea la sudare				Observații
	P _f (kgf/mm)	P _r (kgf/mm)	t _f (sec.)	Locul ruperii	F _{max} (kgf)	Δl (mm)	X (mm)	Interval de confidență (mm)	Interval de tolerantă (mm)	
(3,4,2) și cu (2,3,1) din primul sistem										
(2,4,2)	2	8	3,22	zit	22400	0,7	-	-	-	Nu s-a luat în considerare datorită ruperilor la sudura la valori mici max.
				sud.	17400	3,0				
				sud.	15000	1,5				
(4,4,0)	6	8	3,22	Nu s-a putut realiza.						
(3,3,2)	4	5	3,22	m.b	24900	2,0	2,8	1,63 3,97	0,2 5,4	
				m.b	23300	3,5				
				m.b	23800	2,5				
				m.b	23400	2,9				
				sud.	17500	3,3				
(3,4,1)	4	8	2,30	sud	24900	1,4	2,18	1,612 2,748	0,11 4,25	
				m.b	23000	3,1				
				m.b	23550	2,0				
				m.b	23800	2,0				
				m.b	23000	2,3				
				zit+sud.	23100	1,7				
				sud	23150	2,2				

Din tabel se observă că s-au obținut din nou șase regimuri. Dintre acestea, două regimuri (3;4;2 și 3;4;3) au parametrii identici cu două regimuri prezentate în tabelul 5 , deci, deja experimentate și unul (4;4;2) nu s-a putut realiza datorită performanțelor limitate ale mașinii de sudat. Cu restul de trei regimuri s-au făcut suduri și piesele sudate s-au încercat.

la tracțiune. Se observă că nici unul din aceste trei regimuri nu satisface cerințele criteriului de optimizare propus deoarece ruperile la tracțiune s-au produs în sudură. Din acest motiv vom considera ca regim optim, regimul rezultat din primul sistem de optimizare respectiv (2;3;1) cu parametrii $p_f = 40 \text{ N/mm}^2$; $p_r = 30 \text{ N/mm}^2$; $t_f = 3,22$ secunde.

- Optimizarea regimului de sudare pentru tipodimensiunea D2.

Pentru optimizarea parametrilor de sudare a tipodimensiunii D2 s-au propus valorile prezentate în tabelul 7.

Nr. crt.	p_f kgf/mm ²	p_r kgf/mm ²
1	25	
2	50	75
3	75	

Tabelul 7. Parametrii regimului de sudare recomandați pentru optimizarea D2

Ca punct (regim) de plecare s-a ales arbitrar regimul (2;2;3) cu valorile $p_f = 50 \text{ N/mm}^2$; $p_r = 75 \text{ N/mm}^2$; $t_f = 4,52$ secunde. Prin perturbarea variabilelor, cu cite un pas, în sus și în jos, s-au obținut regimurile de sudare prezentate în tabelul 8. Tabelul conține și rezultatele la tracțiune ale pieselor sudate și încercate precum și scurtarea axială obținută după sudare cu aceste regimuri.

Se observă că din cele șase regimuri rezultate, două (3;2;3 și 2;1;3) nu s-au putut experimenta datorită capacității limitate a mașinii de sudat și s-au obținut două regimuri la care piesele sudate și încercate la tracțiune s-au rupt în mate-

Seriile	Regimul de sudare			Rezultatele încercărilor la rupere		Scurtarea la sudare				Observații
	P_f (kg/mm ²)	P_r (kg/mm ²)	t_f (sec.)	Locul ruperii	F_{max} (kgf)	Δl (mm)	λ (mm)	Interval de confidență (mm)	Interval de toleranță (mm)	
2,3)	5,0	7,5	4,52	m.b	18750	5,7	7,15	6,49	4,79	
				m.b	18750	6,3				
				zit+ sud.	18700	7,4				
				zit+ sud	18700	7,7				
				m.b	18400	7,3				
				m.b	18400	7,7				
3)	2,5	7,5	4,52	sud.	9100	3,9	-	-	-	Nu s-a luat în considerare datorită ruperilor în sudură la valori mici ale lui F_{max} .
				sud.	9100	4,1				
				sud.	9100	4,2				
				sud.	9100	6,2				
3)	7,5	7,5	4,52	Nu s-a încercat.						
3)	5,0	5,0	4,52	Nu s-a încercat.						
3)	5	10	4,52	m.b	18400	7,8	11,6	8,49	0,96	
				m.b	18400	8,4				
				m.b	18100	12,8				
				m.b	18100	13,3				
				m.b	16400	12,0				
				m.b	16400	12,8				
2)	5	7,5	3,22	m.b	19350	5,7	5,62	5,146	4,86	
				m.b	19350	5,9				
				m.b	18600	6,3				
				m.b	18600	5,9				
				m.b	18400	5,0				
				m.b	18400	6,0				
				m.b	18600	4,7				
				m.b	18600	5,5				
2)	5	10	3,22	mb	18500	5,8	5,66	4,71	1,99	
				m.b	18500	5,7				
				m.b	18400	5,3				
				m.b	18400	5,4				
				sud.	18550	6,0				
				sud.	18550	5,2				
				m.b	18300	5,5				
				m.b	18300	6,2				
				m.b	18100	5,9				
				mb	18100	6,7				

rialul de bază. Din cele două regimuri s-a considerat regimul optim, cel cu scurtarea cea mai mică (5,62 mm), respectiv (2;2;2) cu $p_f = 50 \text{ N/mm}^2$; $p_r = 75 \text{ N/mm}^2$; $t_f = 3,22$ secunde.

- Optimizarea regimului de sudare pentru tipodimensiunea D3

Optimizarea a pornit de la valorile parametrilor prezentați în tabelul 9.

Nr. crt.	P_f kg/mm ²	P_r kg/mm ²	t_f secunde
1	2	4	3,75
2	4 ^x	5	3,75
3	6		

Tabelul 9. Parametrii regimului de sudare recomandați pentru optimizarea D3

Ca regim de plecare s-a ales (2;3;2) respectiv $p_f = 40 \text{ N/mm}^2$; $p_r = 80 \text{ N/mm}^2$; $t_f = 4,52$ secunde. Prin perturbarea variabilelor s-au obținut regimurile prezentate în tabelul 10. Din tabel rezultă ca regim optim, conform criteriului enunțat, chiar regimul de plecare dat de punctul (2;3;2).

Din metodologia prezentată se vede că pentru obținerea unor regimuri optime de sudare pentru 3 tipodimensiuni de piese s-au utilizat doar 20 regimuri de sudare.

Punctul	Regimul de sudare			Rezultatele încercărilor la tracțiune		Scurtarea la sudare				Observații
	P _f (kgf/mm)	P _r (kgf/mm)	t _f (sec.)	Locul ruperii	F _{max} (kgf)	Δl (mm)	X (mm)	Intervai de confidență	Intervai de toleranță	
2,3,2	4	8	4,52	m.b	27600	3,2	3,71	3,08	1,21	
				m.b	26700	3,1				
				m.b	23700	3,9				
				m.b	23700	5,1				
				m.b	23300	4,8				
				m.b	23300	4,1				
				m.b	24800	3,5				
				m.b	24800	4,1				
				m.b	26700	2,3				
				m.b	26700	3,0				
3,2)	2	8	4,52	sud.	10100	3,0	-	-	-	Nu s-a luat în considerare datorită ruperilor în suduri la valori maxime ale lui F _{max} .
				sud.	10100	2,7				
				sud.	14400	2,7				
				sud.	14400	3,4				
3,2)	6	8	4,52	m.b	23500	8,4	6,714	6,24	4,98	
				m.b	23500	10,6				
				m.b	26600	6,5				
				m.b	26600	6,1				
				m.b	23300	7,3				
				m.b	23300	7,3				
				m.b	26600	6,3				
				m.b	26600	5,4				
				m.b	23200	7,4				
				m.b	23200	6,9				
2,2,2)	4	6	4,52	sud.	20000	3,1	-	-	-	Nu s-a luat în considerare datorită ruperilor în sudura la valori mici ale lui F _{max} .
				sud.	20000	5,1				
				sud.	19000	3,5				
				sud.	19000	3,3				
				m.b	24500	2,6				
				m.b	24500	3,5				
2,3,1)	4,0	80	3,22	sud.	24100	1,5	2,66	1,69	0	
				sud.	24100	2,6				
				m.b	22800	1,9				
				m.b	22800	4,1				
				m.b	23350	3,1				
				m.b	23350	2,8				
3)	4,0	80	5,68	m.b	26300	3,3	3,90	3,171	1,38	
				m.b	26300	4,2				
				m.b	26100	4,7				
				m.b	26100	3,7				
				sud.	26200	2,4				
				sud.	26200	2,4				

Tabelul 10

2.5. Controlul calității sudurilor realizate prin frecare

Unii cercetători /38/ consideră că analiză metalografică a sudurii este suficientă pentru aprecierea calității unui lot de piese sudate prin frecare. La sudarea prin frecare datorită deformațiilor plastice uniforme și a disipării uniforme a căldurii, structura sudurii este superioară ca omogenitate a fobinărilor realizate prin procedee electrice sau cu fascicul de electroni microstructura fiind un criteriu valabil pentru aprecierea calității sudurii.

Elementele geometrice ale unei suduri realizate prin frecare sînt prezentate în schițe din figura 44. Aceste măriri sînt evidențiate prin examinarea unei secțiuni longitudinale prin piesa sudată, atacată chimic pentru evidențierea macrostructurii. Din punct de vedere geometric se va urmări întotdeauna ca diametrul format de vârful creștăturii bevrui D_c să fie mai mare decît diametrul d al piesei sudate și unghiul " α " format de bevrura celor două componente sudate să fie cît mai mare. Acestea se realizează prin alegerea corespunzătoare a parametrilor de sudare.

Examinarea macrostructurală mai evidențiază forma și extinderea ZIT care este corelată cu valoarea parametrilor de sudare și prezența unor defecte. Aceste defecte sînt, de obicei, de două feluri : defecte de lipsă de legătură (L) și fisuri. Fisurile pot apărea la creștătura bevrui (F1), la baza gulerului bevrui (F2) și în ZIT (F3) (figura 45).

În continuare se prezintă cîteva exemple din principalele defecte macrostructurale care pot apărea la sudurile realizate prin frecare /39/ :

- În figura 46 se prezintă defectul "lipsă de legătură". Acest defect poate fi cauzat de o scurtare axială insuficientă determinată de un timp de frecare prea mic respectiv de utilizarea unor presiuni de frecare și refulare prea mici;

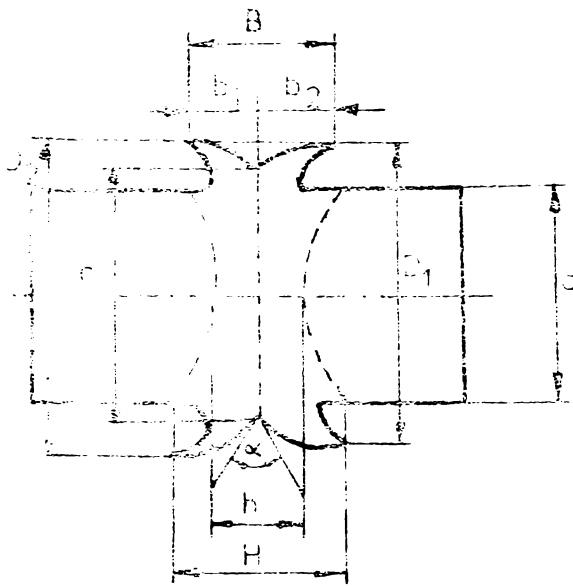


Figura 44. Elementele geometrice ale sudurii realizate prin frecare

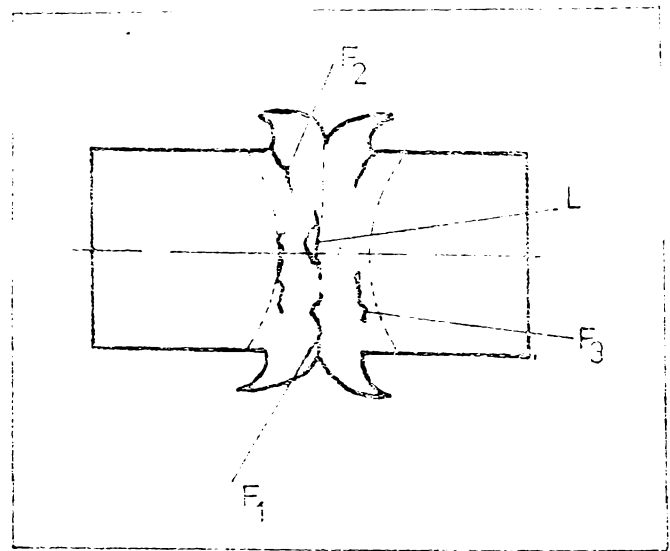


Figura 45. Defecte macrostructurale ale sudurilor realizate prin frecare

- În figura 47 se prezintă o plosă sudată cu o zonă influențată termic supraîncălzită și cu defecte de lipă de legătură spre marginea barelor. Supraîncălzirea are ca efect o structură de granulație care respectiv precipitarea unor faze nedorite în zona sudurii ;



Figura 46. Defect de "lipsă de legătură" datorat timpului de frecare prea scurt



Figura 47. Defect datorat supraîncălzirii

- în figura 48 se prezintă fisuri de tipul F1, F2 și F3 care apar de obicei la sudarea materialelor susceptibile la călire care suferă durificări apreciabile cauzate de ciclul termic de la sudare sau călirea în aer după sudare dacă nu sînt imediat introduse în cuptorul de tratament termic.

Din punct de vedere microscopic se investighează zonele și subzonele sudurii pentru a evidenția defecte microstructurale sub formă de fisuri, prezența constituenților fragili și a compuşilor intermetalici de rezistență slabă. În figura 49 se prezintă un strat de lățime mare ($> 5\mu$) de compuşi intermetalici apărut la sudarea a două metale diferite și care au efecte negative asupra rezistenței și plasticității sudurii.

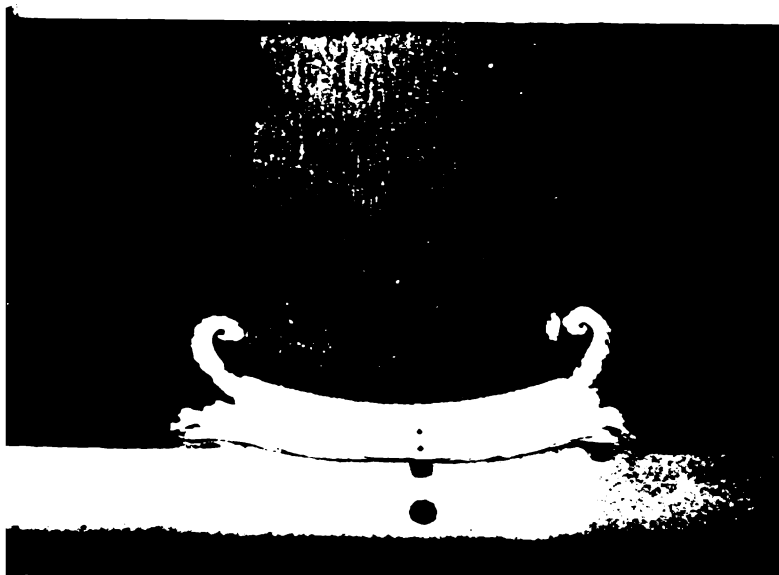


Figura 48. Defecte datorită durificării zonei sudurii

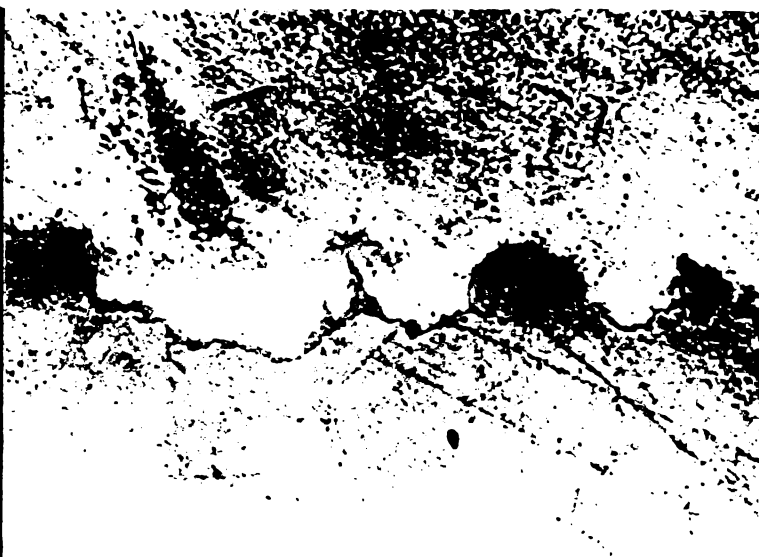


Figura 49. Strat de compuşi intermetalici apărut la sudarea a două materiale diferite

Caracteristicile mecanice ale sudurilor realizate prin frezare determinate prin încercări distructive și interpretate statistic dau uneori informații suficiente despre calitatea unui anumit lot de piese. Metodele de control distructiv sînt însă scumpe și greoaie. Din acest motiv s-au studiat posibilitățile aplicării unui control nedistructiv. Aplicabilitatea metodelor

clasice nedistructive la controlul sudurilor realizate prin frecare este limitată datorită particularităților geometrice ale sudurilor. Röntgen și razele defectoscopice precum și metodele magnetice nu dau rezultate satisfăcătoare.

Examinarea ultrasonică, folosind tehnica ecoului longitudinal poate detecta prezența discontinuităților de legătură de la suprafața intermediară nefiind suficient de sensibilă pentru a evidenția zonele cu legături slabe rezultate din condițiile metalurgice ale sudurii. Metoda nu se poate folosi în cazul sudării a două materiale diferite din cauza reflexiei create de schimbarea bruscă a permeabilității mediului de propagare a ultrasunetelor.

În ultimii ani există preocupări pentru elaborarea unei metode de control a parametrilor procesului de sudare prin frecare, bazată pe proprietatea specifică procesului de sudare prin frecare și anume, reproductibilitatea caracteristicilor mecanice la sudurile executate în condițiile aceluiași regim de sudare. A apărut ideea că o condiție necesară și suficientă pentru obținerea unor proprietăți constante a sudurilor la un lot de piese sudate prin frecare constă în asigurarea conținutului în limite date a parametrilor procesului.

Experiența utilizării industriale a sudării prin frecare a dovedit că în funcționarea mașinilor de sudat apar abateri de la regimul propus și că limitele acestor abateri sînt uneori de neacceptat. La dereglarea regimului pot concura mai multe cauze : scăderea presiunii în timpul frecării datorită scăderii presiunii aerului în conductele de aer comprimat sau a presiunii uleiului ; modificarea regimului de frinare ca urmare a modificării stării suprafețelor de frecare de la frîne ; o dereglare în funcționarea pupitrului electric de comandă al mașinii produce dereglarea graficului de timp etc.

Aceste observații au dus la concluzia necesității urmării în timp a variației parametrilor procesului și chiar compararea periodică a graficului procesului în curs de desfășu-

rare, cu graficul etalon. De asemenea control se poate face în două variante :

- controlul tuturor parametrilor,
- controlul selectiv a unui număr de parametri și la limită, a unui singur.

În ambele cazuri controlul poate fi făcut, pieșă cu pieșă, sau prin sondaj.

Controlul poate fi activ sau pasiv. Controlul pasiv se limitează la urmărirea parametrilor procesului. Controlul activ presupune un sistem de control care se poate integra într-un sistem de automatizare, care operează corectarea parametrilor în timpul procesului, prin compararea lor permanentă cu valorile programate. Un sistem de control activ se bazează pe posibilitatea obținerii unor variații a unei mărimi electrice, proporționale cu variația unor parametri ai procesului, variație care aplicată unui sistem de automatizare, operează oprirea mașinii sau chiar corecția parametrilor în timpul procesului.

La elaborarea unui proces cu număr minim de criterii de control în primul rând trebuie alese acele criterii care pe de o parte descriu cel mai bine comportarea în exploatare a viitoareii suduri, iar pe de altă parte reflectă cât mai complet variațiile parametrilor de bază ai procesului de sudare.

Un asemenea criteriu îl poate constitui temperatura în zona sudurii și variația acesteia în timp. Acest criteriu reflectă bine desfășurarea procesului de sudare prin frecare în decursul perioadei de încălzire prin frecare. Temperatura în zona intermediară a pieselor de sudat depinde de viteza de rotație, presiunea de frecare, coeficientul de frecare al suprafețelor, elasticitatea materialului etc. Variația acestor factori are loc în timpul unui ciclu și de la un ciclu la altul poate fi observată analizând oscilograma variației temperaturii în zona sudurii.

Un alt criteriu poate fi scurtarea axială și variația ei în timp. Există un domeniu restrâns de valori ale vitezei de deformare plastică care asigură suduri acceptabile.

O metodă de asigurare a unei calități constante sudurilor realizate prin frecare constă în aplicarea unui sistem de control prin calculator pentru procesul de sudare /27/. Pentru controlul prin calculator este necesar ca sincronizarea și stabilizarea parametrilor instalației precum și controlul și comanda funcțiilor instalațiilor să fie asigurate de calculator. Un asemenea sistem de control flexibil are menirea de a facilita repeterea oricărei configurații dorite a vitezei de rotație sau a forței axiale în timp ce ciclul progresează. Urzind interogarea și stocarea periodică în calculator în timpul procesului de sudare, datele măsurate sînt prelucrate în mod adecvat și elaborate în formă grafică și numerică. Pînă în prezent s-au creat sisteme program adecvate pentru mai multe procese de sudare aplicabile la diferite tipuri de materiale. Sistemul constă, în principal, dintr-un program de standardizare și un program de comandă. Legăturile logice din cadrul sistemului-program sînt controlate cu ajutorul unui autoprogramator logic special elaborat. Acesta traduce legăturile logice și le transformă în instrucțiuni de control. Întrucît legăturile sînt disponibile ca fișe de informații, există posibilități multiple de adaptări.

3. Sudarea prin frecare a diferitelor tipodimensiuni de piese din oțel și alte materiale

Capitolul 3 cuprinde rezultatele cercetărilor proprii efectuate cu ocazia stabilirii tehnologiilor de sudare prin frecare a unor tipodimensiuni de piese executate din diverse tipuri de oțeluri și din alte materiale. Dintre tehnologiile studiate au fost selectate câteva pentru acest capitol în așa fel încât să fie prezentate o gamă de tipuri de materiale de bază și diverse forme constructive ale componentelor de sudat.

3.1. Sudarea șuruburilor de întindere (51)

Șuruburile de întindere (figure 3.13) sînt piese componente ale unor utilaje agricole fabricate la întreprinderea Tehno-metal Timișoara. Ele sînt executate din oțel OL50, oțel nealiat cu conținut mediu de carbon de 0,3%.

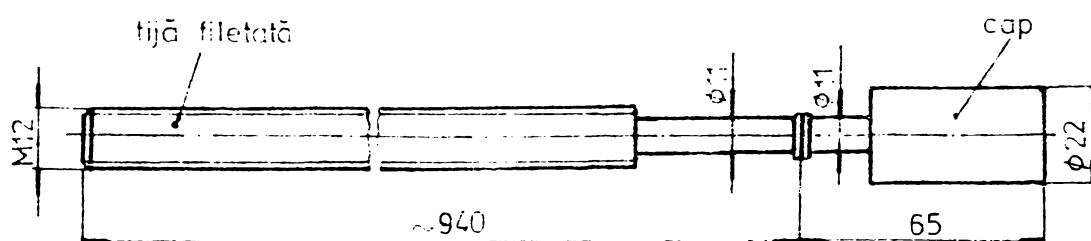


Figure 50. Șurub de întindere.

3.1.1. Sudarea acestor piese s-a făcut cu următorii parametri :

- viteza de rotație 1400 rot/min ;
- presiunea de frecare 100 N/mm^2 ;
- presiunea de refulare 200 N/mm^2 ;

- timpul de frecare 2,3 secunde ;
- timpul de refulare 4,2 secunde.

Acest regim de sudare a dat o scurtare axială medie de 9,1 mm.

3.1.2. Piesele sudate au fost examinate macro și microstructural. Examinarea macrostructurală nu a evidențiat defecte în sudură ; forma zonei influențate termic (figura 3.14) este specifică sudurilor prin frecare obținute cu regimuri dure : îngustă ca extindere și formă de "clepsidră". Ravura alungită, de formă neregulată, se datorește faptului că viteza de rotație utilizată (1450 rot/min) a fost de limita inferioară recomandată pentru piesele cu diametrul în zona sudurii de 11 mm (vezi capitolul 2, punctul 2.2.1). Din punct de vedere microstructural s-a

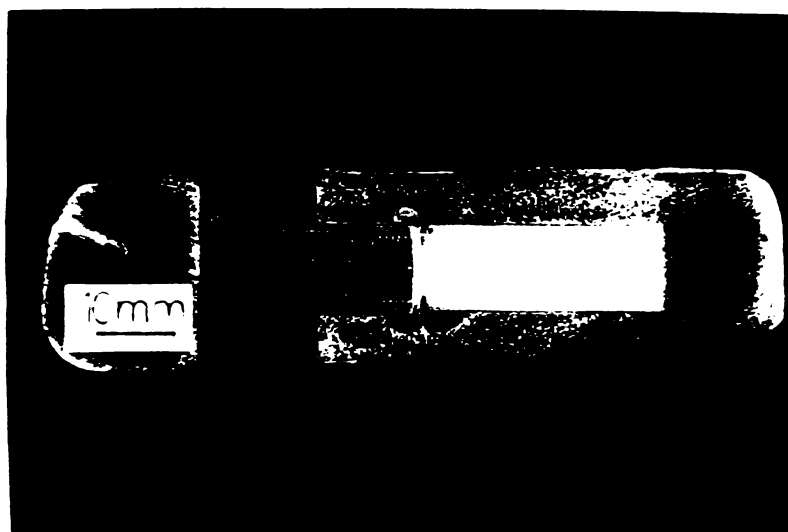


Figura 51. Macrostructura șurubului de întindere sudat prin frecare.

observat că cele două componente de sudat au o structură ferito-perlitică în benzi (proportia constituenților 35/65) de granulație diferită :

- capul șurubului debitat dintr-o bară laminată de 22 mm diametru, a avut mărimea grăuntelui ~ 3 (STAS 5490-71)(figura 52);

- tija șurubului, debitată dintr-o bară laminată de 12 mm diametru, a avut o granulație ~ 9 (STAS 5490-71)(figura 53).

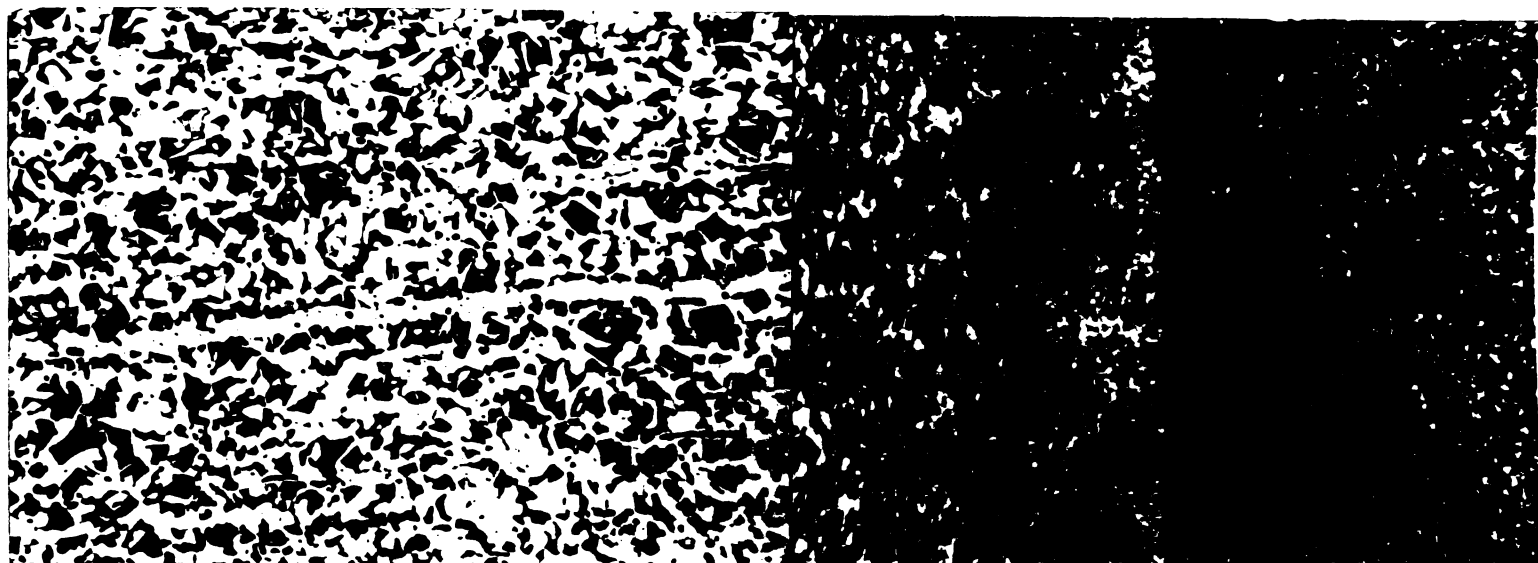


Figura 52. Microstructura capului șurubului, x100, Nitel 24

Figura 53. Microstructura tijei șurubului, x100, Nitel 24

Diferența de granulație a materialelor celor două componente a avut ca efect apariția în zona centrală a sudurii a unei suprafețe de delimitare a celor două componente, figura 54, fenomen care nu apare la sudarea a două componente, din același oțel și granulație. Ca urmare a ciclurilor termice, în ZIT-urile celor două componente s-a finisat structura (mărirea grăuntelui ~ 10), s-a modificat proporția constituenților și a apărut ferita aciculară. Nu s-au observat defecte microstructurale. În lungul



Figura 54. Microstructura sudurii șurubului de întindere, x100, Nitel 24

zonelor sudurii s-au efectuat măsurători de duritate (HV5) după două direcții amplasate simetric față de axa piesei la aproximativ 3/4 din reză. Din diagrama de variație a durităților (figura 55) se observă că trecerea de la duritatea materialului capului șurubului (164,4 HV5) la duritatea tijei (219,75 HV5) se face prin sudură lin, fără o durificare a sudurii.

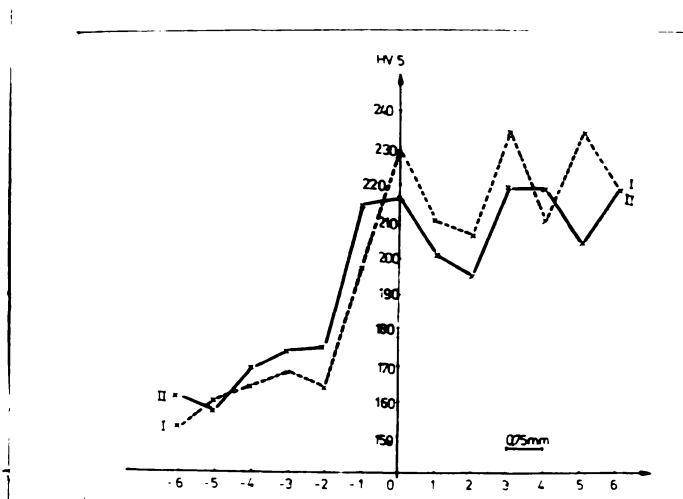


Figura 55. Variația durităților în zonele sudurii.

Aspectul microstructural și duritățile determinate în sudură nu au indicat existența constituenților fragili respectiv necesitatea unui tratament termic după sudare.

3.1.3. Piesele sudate au fost încercate la tracțiune. Ruperile s-au produs în materialul de bază al capului șurubului, în afara ZIT, la o valoare medie de 697 N/mm^2 .

3.1.4. Înainte de a fi sudate prin frecare șuruburile de întindere au fost prelucrate prin aşchiere din bate de diametrul capului șurubului. Prin aplicarea procedurii se reduce consumul de oțel cu 35...45% și manopere cu 60...70% (în funcție de lungimea tijei) pentru fiecare piesă.

3.2. Sudarea rozelor de benzi rulante transportoare /52/

Sudarea prin frecare a rozelor de benzi rulante s-a studiat cu scopul înlocuirii procedurii de sudare manuală a acestora. Pregătirea componentelor pentru sudare (figura 56) este mai economică în cazul sudării prin frecare.

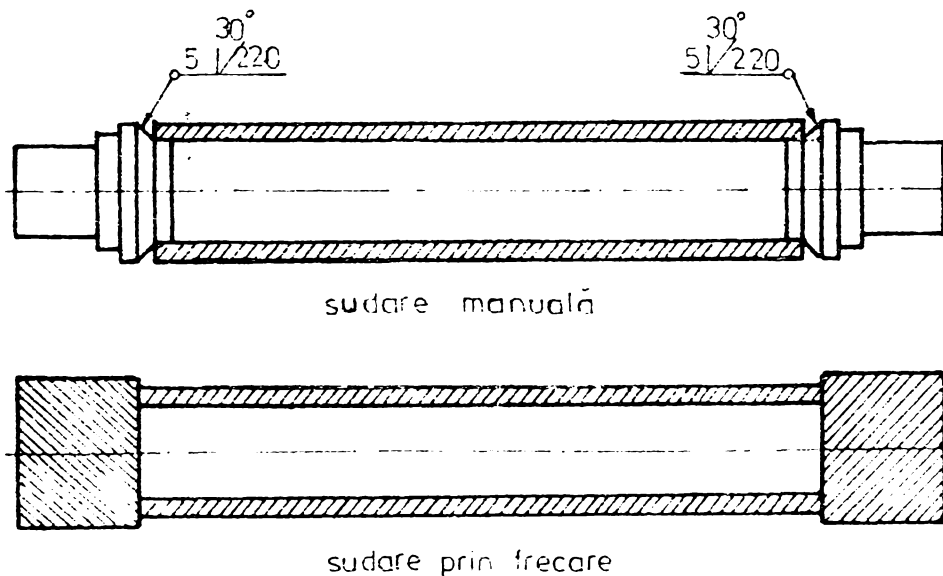


Figura 56. Forma componentelor rozelor înainte de sudare.

Componentele intermediare ale rozelor sînt confecționate din țevi de uz general pentru construcții și instalații (OLT35), iar capetele din bare laminare din oțel OL37 și OL50. Dimensiunile componentelor, compoziția chimică și caracteristicile mecanice ale materialelor de bază utilizate sînt prezentate în tabelul 11.

Valorile pentru compoziția chimică și caracteristicile mecanice prezentate în tabelul 11 se înscriu în limitele prevăzute de standardele în vigoare.

3.2.1. Parametrii regimului de sudare s-au stabilit folosind metoda de optimizare prezentată în capitolul 2 paragraful 2.4. Valorile considerate optime sînt prezentate în tabelul 12.

Nr. crt.	Material	Compoziția chimică, %					Caracteristicile mecanice			
		C	Mn	Si	P	S	Rc $\frac{N}{mm^2}$	Rm $\frac{N}{mm^2}$	A %	Z %
1	Cep ϕ 36	0,37	0,65	0,51	0,019	0,019	359	578	26	53,9
2	Teava ϕ 35 x 6	0,08	0,51	0,26	0,010	0,010	270	404	34,6	-
3	Cep ϕ 45	0,21	0,59	0,27	0,036	0,029	280	401	31,3	70,9
4	Teava ϕ 42 x 4	0,13	0,40	0,29	0,015	0,017	330	488	34,6	-
5	Cep ϕ 48	0,21	0,58	0,26	0,034	0,019	278	379	43	67,9
6	Teava ϕ 45 x 4	0,07	0,33	0,05	0,017	0,026	186	303	45	-

Tabelul 11. Compoziția chimică și caracteristicile mecanice ale materialelor utilizate

Timpul îmbinării	Regim	Parametrii de sudare					Valoarea medie a scurtării mm
		n rot/min	p frec N/mm	p.ref. N/mm ²	p.frec. s	p.ref. s	
D1 bare ϕ 35 OL 50+ șevi ϕ 36 x 6, OLT 35	optim RC	1450	40	80	3,22	2,21	3,1
	comparativ RC			50			-
D2, bare ϕ 45, OL 37+ șevi ϕ 42 x 4, OLT 35	optim RO	1450	50	75	3,22	2,31	5,9
	comparativ RC			100			-
D3 bare ϕ 48, OL 37+ șevi ϕ 45 x 4, OLT 35	optim RO	1450	40	80	4,52	2,21	3,7

Tabelul 12. Parametrii regimului de sudare prin frecare a rozelor

În lucrare s-a urmărit și influența forței de refulare asupra mărimii grăuntelui cristalin. Astfel regimurile optime notate cu (RO) s-au comparat cu regimuri care au presiuni de refulare cu un pas mai mic sau mai mare (notate cu RC - regia de comparație) decât cele ale regimului optia.

3.2.2. Piesele sudate au fost examinate macro și microstructural. Aceste examinări au arătat că sudurile realizate sînt fără defecte. In figura 57 este prezentată macrostructura sudurii realizată cu RC pentru tipodimensiunea D1.

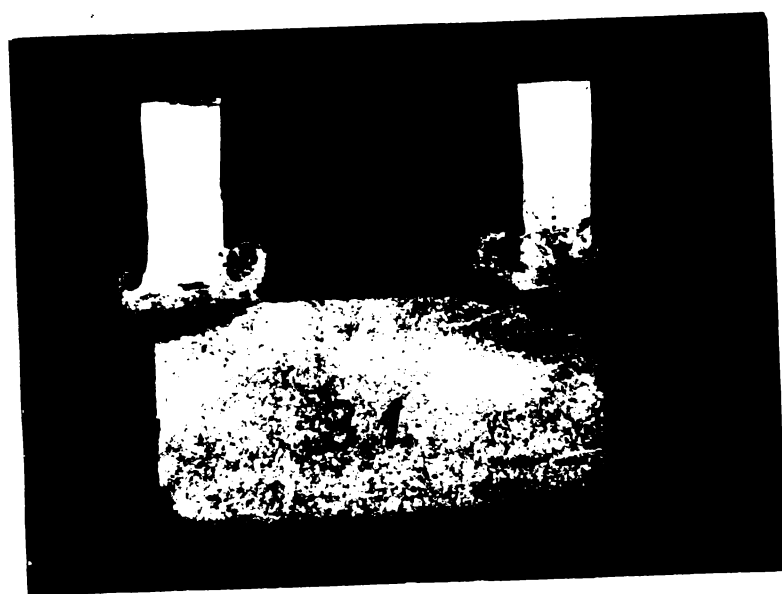
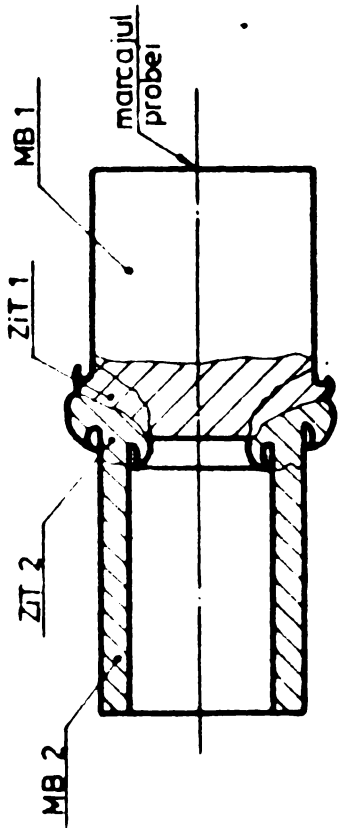


Figura 57. Macrostructura sudurii D1, Nivel 10%

Examinarea la microscop a sudurilor a evidențiat o structură ferito-perlitică la care diversele zone sînt delimitate prin mărimea diferită a grăuntelui cristalin și proporția diferită a constituenților structurali conform tabelului 13.

In capitolul 2 paragraful 2.2.3 s-a arătat influența presiunii de refulare asupra calității sudurii. Pentru a urmări modul cum influențează presiunea de refulare mărimea grăuntelui cristalin, tipodimensiunile D1 și D2 au fost sudate cu regimurile de comparație RC, la care presiunea de refulare a fost cea mai mică cu un pas (paragraful 2.4) la D1 și cea mai mare cu un pas la D2.



Marcajul probei	Zona examinată	Atac chimic		Examinări microscopice (100:1)		Mărimea grăunțelii real STAS 5490 - 71	Figura nr :	Observații
		Micro	Macro	Constituenți STAS 7626 - 66	Proportie constituenți STAS 7626 - 66			
3-1 D1 - R0	Bară MB 1			ferită și perlită	30/70	6	8	defecte de sudare
	Bară ZIT 1			perlită și ferită	60/40	7-8	15	
	Teavă MB 2	Nital 2%		ferită și perlită	15/85	6-7	9	
	Teavă ZIT 2			ferită și perlită	20/80	8		
	Zona sudurii			ferită și perlită	5/85	-		
3-1 D1 - RC	Bară MB 1			ferită și perlită	35/55	6-7		nu se observă defecte de sudare
	Bară ZIT 1			perlită și ferită	80/20	7	14	
	Teavă MB 2	Nital 2%	Nital 10%	ferită și perlită	15/85	6-7		
	Teavă ZIT 2			ferită și perlită	20/80	8		
	Zona sudurii			ferită și perlită	5/85	-		
3-4 D2 - R0	Bară MB 1			ferită și perlită	35/65	6-7	10	nu se observă defecte de sudare
	Bară ZIT 1			perlită și ferită	80/20	7-8		
	Teavă MB 2	Nital 2%	Nital 10%	ferită și perlită	10/90	5	11	
	Teavă ZIT 2			perlită și ferită	65/35	6-7	17	
	Zona sudurii			ferită și perlită	15/85			
3-6 D2 - RC	Bară MB 1			ferită și perlită	30/70	6-7		nu se observă defecte de sudare
	Bară ZIT 1			perlită și ferită	65/35	7		
	Teavă MB 2	Nital 2%	Nital 10%	ferită și perlită	10/90	6-5	16	
	Teavă ZIT 2			ferită și perlită	20/80	6		
	Zona sudurii			ferită și perlită	15/85	-		

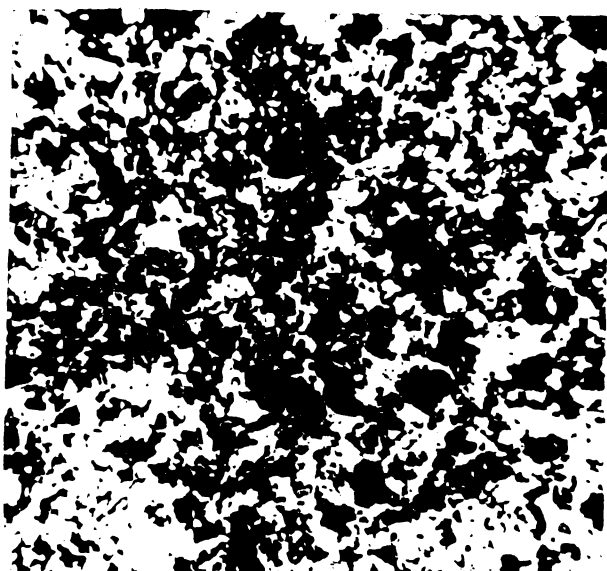


Figura 58. Microstructura ZIT la D1, RC (x100, atac Nital 2%)

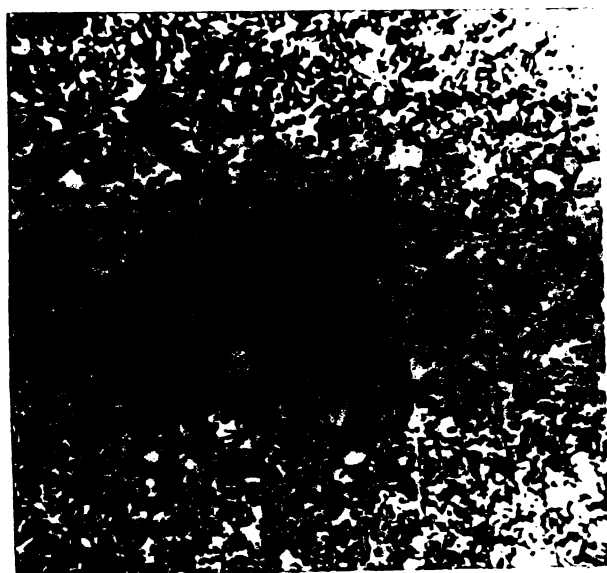


Figura 59. Microstructura ZIT, la D1, RC (x100, atac Nital 2%)



Figura 60. Microstructura ZIT la D2, RC (x100, atac Nital 2%)



Figura 61. Microstructura ZIT la D2, RC (x100, atac Nital 2%)

Mărirea presiunii de refulare are ca efect micșorarea granulației. Dependența dintre mărirea grăuntelui, regimul de sudare utilizat și zona examinată se prezintă în diagramele din figura 62.

1.2.3. Piesele sudate cu regimurile recomandate au fost supuse la încercarea de tracțiune. Încercarea s-a efectuat pe piese sudate la anele capete și nedebavurate, așa cum lucrează în exploatare. Ruperea s-a produs în toate cazurile în materialul țevii (figura 63) în afara zonelor influențate termic.

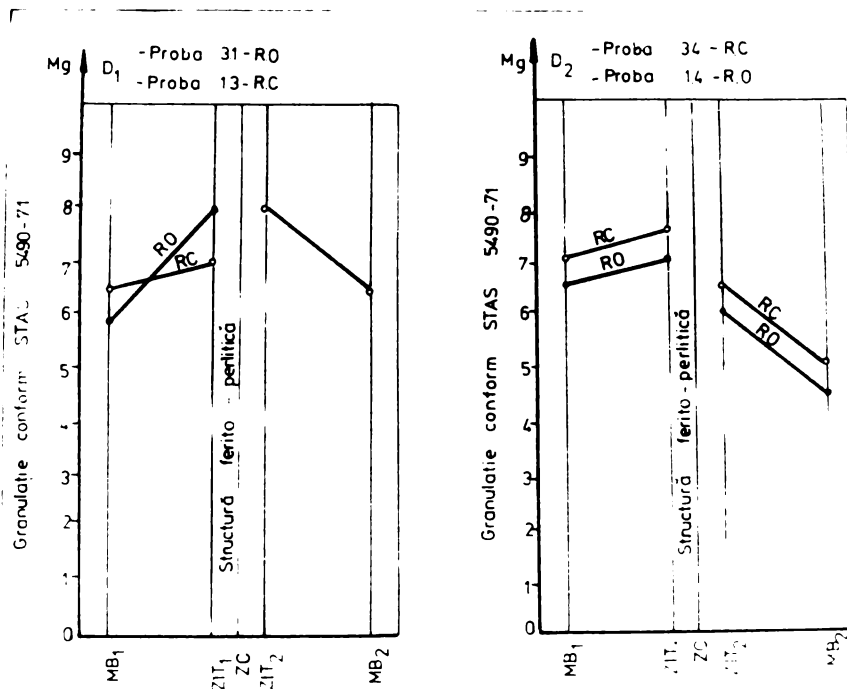


Figura 62. Dependența dintre mărimea grăuntelui, regiul de sudare și zona examinată.



Figura 63. Rolă sudată prin frecare încercată la tracțiune (tipodimensiunea B2)

3.2.4. Aplicarea sudării prin frecare la realizarea rozelor de benzi rulante la întreprinderea UNIO Satu Mare a avut ca efect obținerea unor importante economii de energie electrică, manoperă și materiale. Astfel la o producție de 1050 role/zi s-au obținut următoarele economii : 51.075 ore manoperă sudură/an, 95500 kWh/an și 31,5 tone electrozi/an. Din calculul de eficiență efectuat a rezultat că un ax sudat prin frecare costă de 8,2 ... 8,75 ori mai puțin (funcție de tipodimensiune) decât un ax sudat manual.

3.3. Sudarea tarozilor de mașină /53/

Sudarea prin frecare a tarozilor de mașină (figura 64) este utilă în două situații :

- la realizarea tarozilor cu coadă curbă din tarozi scurți și,
- la recondiționarea tarozilor rupți când ruperea se produce în coadă.

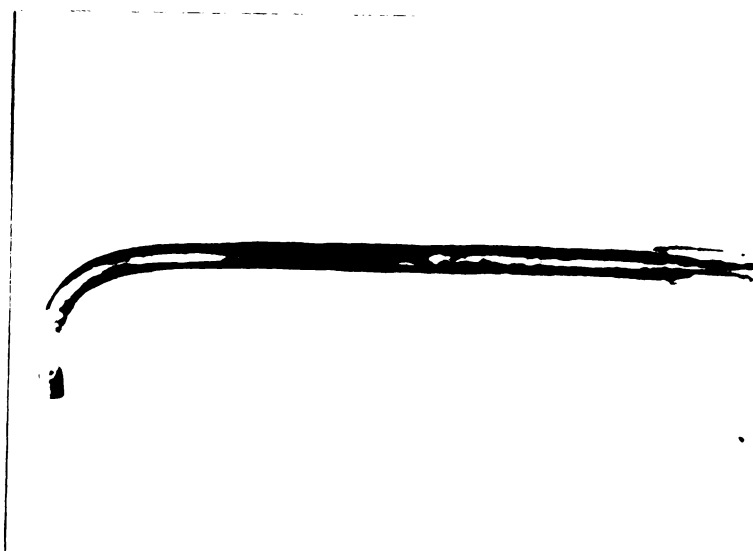


Figura 64. Tarod de mașină.

Cozile de tarozi sînt confecționate din oțel OLC45. Oțelul OLC45 este un oțel nealiat cu conținut mediu de carbon care se utilizează în stare normalizată, îmbunătățită sau după călirea superficială a pieselor. Compoziția chimică a acestui oțel, conform standardului, variază în limitele : C = 0,42... 0,49%; Mn = 0,5...0,8%; Si = 0,17...0,37; P_{max} = 0,040%; S_{max} = 0,040%; Cr = 0,30%; Ni max.0,30%; Cu = 0,30%; Ti max.0,05%.

Experimentările de sudare s-au efectuat pe bare laminate de 12,5 mm, 14 și 16 mm diametru. Compoziția chimică a materialului de bază utilizat s-a încadrat în limitele sus-menționate. Examinările structurale pe un lot mare de bare au evidențiat existența mai multor structuri în materialul de bază. În principal s-au remarcat două tipuri de structuri: una constituită din sorbită și martensită (figura 65) și cealaltă ferito-perlitică în rețea (figura 66). Măsurătorile de duritate au confirmat aspectul microstructural: barele cu structură sorbitică și martensitică au durități între 50 și 55 HRB iar cele cu structură ferito-perlitică au durități între 30 și 33 HRB.



Figura 65. Microstructura materialului cozii de tarod, x100, Nitel 25

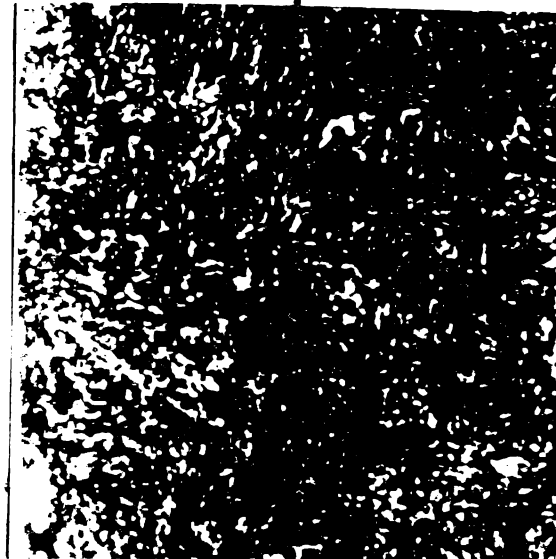


Figura 66. Microstructura materialului cozii de tarod, x100, Nitel 25

Neomogenitatea structurală a materialului de bază datorată neomogenității tratamentului termic se reflectă în valorile dispersate ale caracteristicilor mecanice ale acestuia. Astfel, rezistența la rupere R_m a variat de la 600 N/mm^2 la 1900 N/mm^2 .

3.3.1. Regimurile de sudare, selecționate dintre regiunile experimentate pe baza rezultatelor la tracțiune, sînt prezentate în tabelul 14.

Nr crt.	Dimens. tarod mm	Tip oțel	Parametrii regimurilor de sudare					Scurtare axială (mm)		
			Viteză rot/min	P frecare N/mm ²	P trefulare N/mm ²	t, frecare s	t, trefulare s	λ	Interval confidență	
									L	U
1	φ 125	OLC 45	1450	100	200	2,40	2,1	5,20	4,89	5,50
2	φ 14	OLC 45	1450	80	160	2,30	2,21	3,28	2,90	3,59
3	φ 16	OLC 45	1450	80	160	3,11	2,21	4,70	4,50	5,00

Tabelul 14. Parametrii regimurilor de sudare a tarozilor de mașină

3.3.2. Macrostructurile sudurilor realizate cu cele trei regimuri nu evidențiază defecte având aspectul asemănător cu cel prezent în figura 67.



Figure 67. Macrostructura sudurii tarod φ 14 mm, Nitel 10%

Din punct de vedere microstructural, la toate tipodimensiunile de componente studiate, s-au întâlnit trei cazuri în funcție de structura materialului de bază :

- 1 - unele componente au avut o structură ferito-perlitică ;
- 2 - unele componente au avut o structură formată din mertensită și sorbită

3 - o componentă prezintă o structură ferito-perlitică și o altă cu martensită și sorbită.

În cazul 1, ciclurile termice și mecanice care acționează în timpul procesului de sudare au ca efect o finisare a structurii atât în zona centrală cât și în zona influențată termic (figura 68 și 69). În zona centrală nu se poate distinge o suprafață netă de trecere de la o componentă la alta, mărimea grăuntelui scade de la zona centrală (mărime ~ 8), spre zona influențată termic (mărime ~ 9) iar ferita și perlita au o tendință accentuată de globulizare (figurile 68 și 69 comparativ cu 65).



Figura 68. Microstructura zonei centrale tarod \varnothing 12, x500, Nital 2%

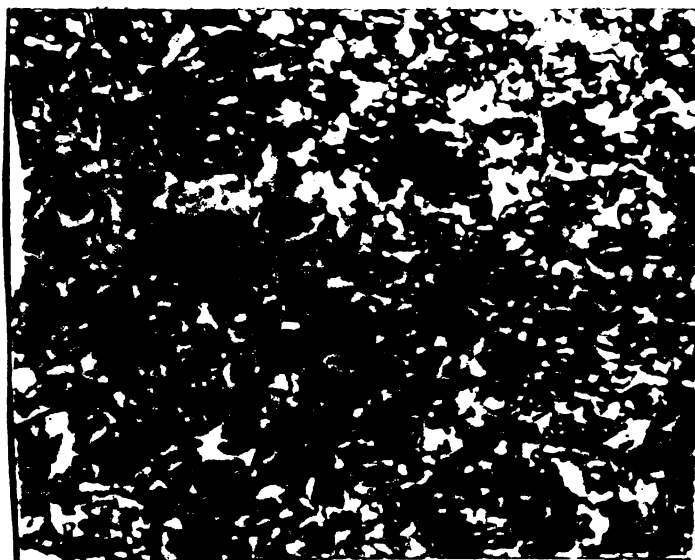


Figura 69. Microstructura ZIT, tarod \varnothing 12, x500, Nital 2%

În cazul 2, se manifestă același proces de finisare a structurii zonei centrale și ZIT-ului comparativ cu structura materialului de bază ca și în cazul 1. În zona centrală (figura 70) structura e formată din martensită și sorbită neexistând o delimitare a trecerii de la o componentă la alta. În ZIT nu mai apare martensită, structura fiind formată din sorbită și ferită (figura 71).

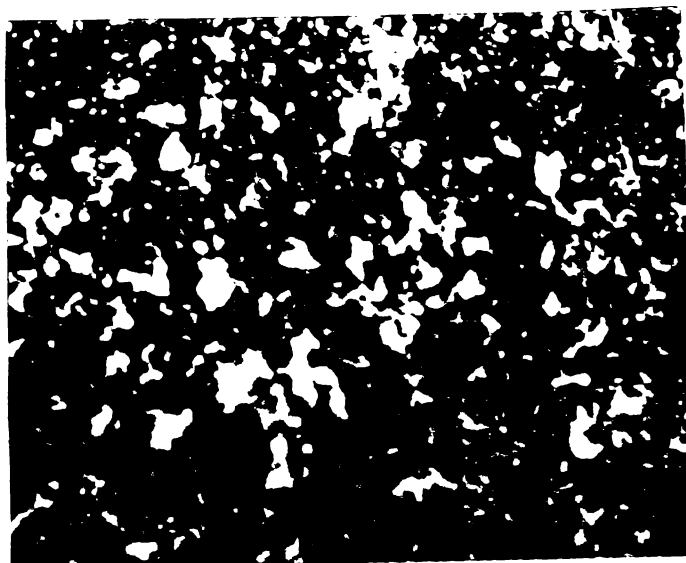


Figure 70. Microstructure zonei centrale tarod \varnothing 14, x500, Nitel 25

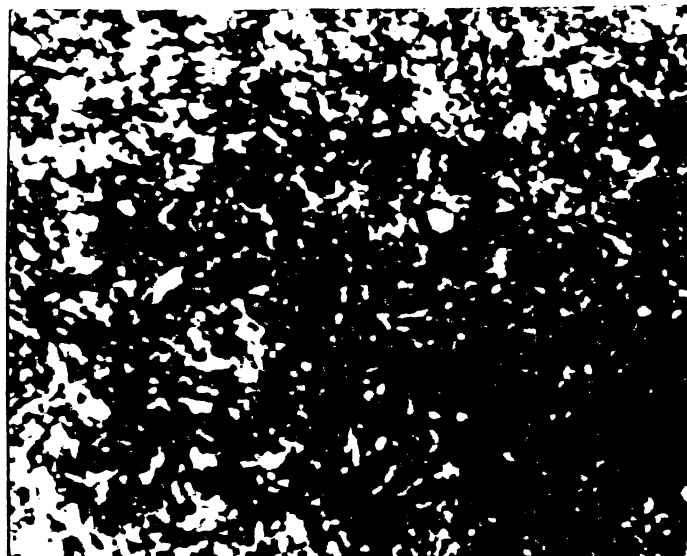


Figure 71. Microstructure ZIT, tarod \varnothing 14, x500, Nitel 25

In cazul 3 structurile diferite ale materialelor celor două componente au ca rezultat obținerea unor suduri asimetrice din punct de vedere structural. Astfel, spre materialul de bază ferito-perlitic, zona influențată termic are o structură ferito-perlitică de granulație fină (mărimi grăunte ~ 10), granulație care crește spre zona centrală (~ 9) și apar formațiuni de sorbită. Cantitatea de sorbită crește și pe măsură ce înaintăm spre zona influențată termic a celeilalte componente apare martensita. Structurile, corespunzătoare fiecărei zone, au aspectul asemănător cu cele prezentate în figurile 68 ... 71.

Diagrama de variație a durităților de-a lungul zonelor sudurii în cazul 1, figura 72, arată că duritățile au o dispersie mică cu valori apropiate de 300 HV1, putându-se delimita mai greu zonele sudurii.

In cazul 2, materialele de bază au constituiți structuri de duritate ridicată (~ 500 HV1). Duritatea scade spre zona influențată termic, figura 73, și crește brusc spre zona centrală. Diferența între duritatea maximă și cea minimă depășește 300 HV1 ceea ce indică o durificare puternică a sudurii.

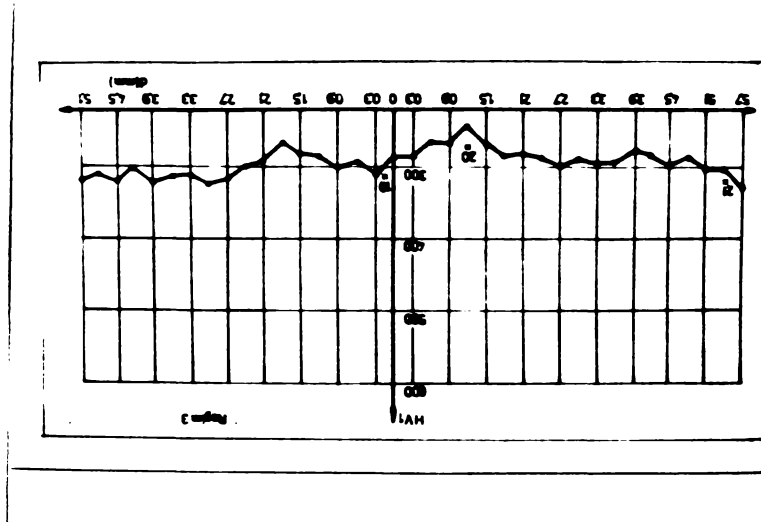


Figura 72. Variația durităților în secțiune longitudinală a barelor sudate în cazul 1.

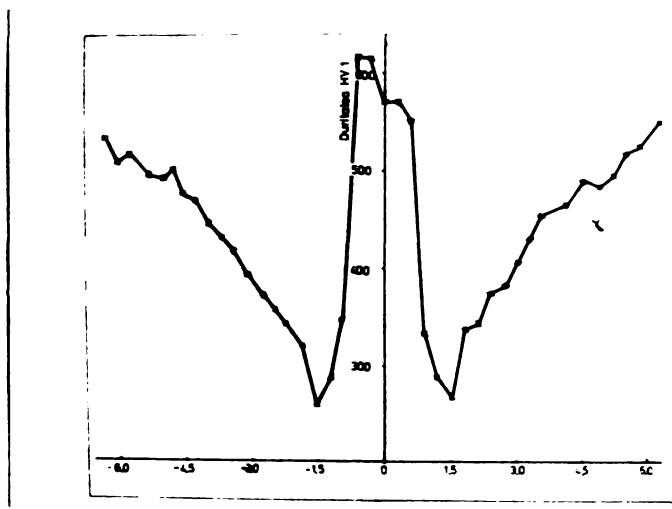


Figura 73. Variația durităților în secțiune longitudinală a barelor sudate în cazul 2.

Pieseile sudate în cazul 3, la care o componentă are structură ferito-perlitică și cealaltă cu sorbită și martensită au fost tratate termic prin revenire după sudare (încălzire timp de o oră la 400°C urmată de răcire în aer). Diagrama de variație a durităților la piesele sudate și revenite este prezentată în figura 74. Din diagramă se poate vedea că tratamentul termic de revenire a eliminat complet durificarea sudurii și curba de variație a durităților evidențiază o trecere lină, prin sudură, de la componenta mai dură spre cea mai puțin dură.

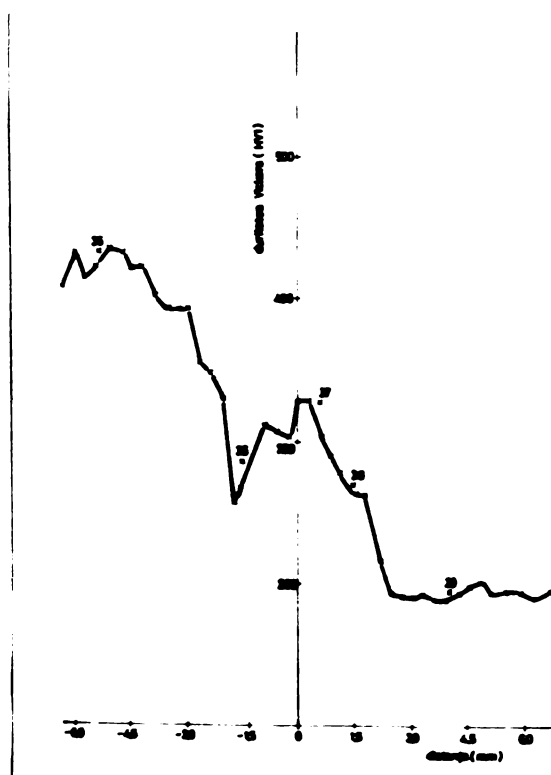


Figura 74. Variația durităților în secțiunea longitudinală a barelor sudate în cazul 3.

Din cele prezentate, se poate trage concluzia că o dată cu creșterea conținutului în carbon la oțelurile nealiate pentru obținerea unor suduri prin frecare corespunzătoare din punct de vedere structural, pe lângă compoziția chimică a materialului de bază o importanță deosebită o are structura metalografică și în special omogenitatea ei. Pentru oțelul OLC45,

cele mai bune rezultate se pot obține dacă materialul de bază are o structură ferito-perlitică omogenă. În acest caz nu e nevoie de tratament termic după sudare.

3.3.3. Neomogenitatea structurală a materialului de bază conduce la o comportare la sudare diferită. Acest aspect se reflectă și în rezultatele la încercările mecanice ale pieselor sudate. Astfel rezistența la tracțiune variază în limite largi de la 550 N/mm^2 la 1190 N/mm^2 și la o mulțime de epruvete ruperile s-au produs în sudură la valori mai mari decât de ruperilor produse în materialul de bază îngreunând interpretarea rezultatelor.

3.3.4. Până la utilizarea sudării prin frecare tarozii rupți în coadă nu se recondiționează. Prin aplicarea procedurii la întreprinderea de guruburi Becan se pot obține economii de materiale de aproximativ 415.800 lei/an.

3.4. Sudarea arborelui cu came de la autocamioanele, "ROMAN" /54/

Ambele componente ale arborelui cu came, figura 75, sînt executate din piese forjate din OLC60, oțel de calitate, nealiat, cu conținutul în carbon cuprins între 0,57 și 0,65%, care se utilizează în stare normalizată sau îmbunătățită.

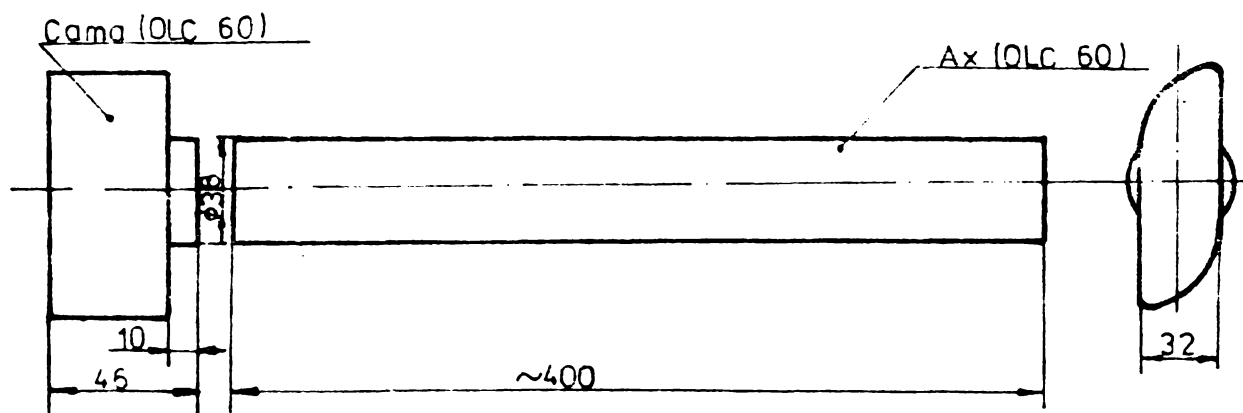


Figura 75. Forma componentelor de sudat

Componentele de sudat, cu compoziția chimică în limitele prevăzute de standarde (STAS 890-80), au o structură ferito-perlitică cu proporția constituenților ~ 50/50 și mărimea grăuntelui ~ 6 iar duritatea cuprinsă între 176 și 196 HV5.

3.4.1. În urma experimentărilor preliminare de sudare s-a propus următorul regim de sudare :

- viteza de rotație : 1460 rot/min
- presiunea de frecare : 40 N/mm²
- presiunea de refulare : 30 N/mm²
- timp de frecare : 4,16 secunde
- timp de refulare : 3,2 secunde
- scurtarea medie : 6,24 mm

Sudurile realizate au fost studiate din următoarele puncte de vedere :

- aspect metalografic ;
- încercarea la tracțiune statică ;
- încercarea la răgucire statică.

3.4.2. Din punct de vedere metalografic piesele sudate s-au studiat în două variante :

- fără tratament termic după sudare
- cu tratament termic de îmbunătățire după sudare (călire la 320°C, 40', răcire în ulei și revenire la 590°C, 1 oră, răcire în aer).

Examinarea necroscopică a pieselor sudate și debavurate nu a evidențiat defecte, figura 76.

În cazul pieselor netratate termic după sudare structura zonei influențate termic se compune din perlită, ferită, sorbită și bainită cu grăunți fini, de mărime 8-9 iar zona centrală din sorbită și ferită de granulație mai fină, mărime ~ 10 (STAS 5490-71).

Aplicarea tratamentului termic de îmbunătățirea pieselor sudate are ca efect transformarea constituenților sorbită și bainită în perlită și ferită de granulație fină cu mărimea grăunților ~ 9 în zona influențată termic și ~ 10 în zona centrală.

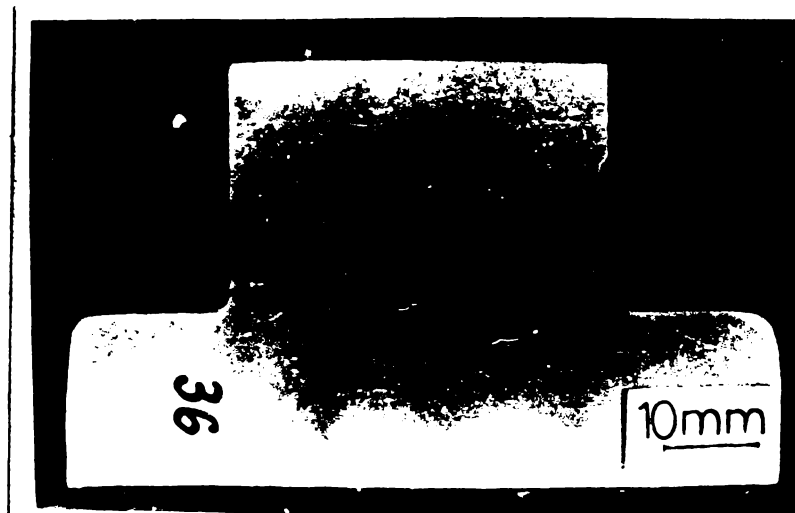


Figura 76. Macrostructura arborelui cu came sudat prin frecare.

Măsurătorile de duritate de-a lungul zonelor sudurii arată o creștere a durității spre zona influențată termic și zona centrală la piesele netratate după sudare (curba I, figura 77) și duritate constantă în toate zonele la piesele îmbunătățite după sudare (curba II, figura 77).

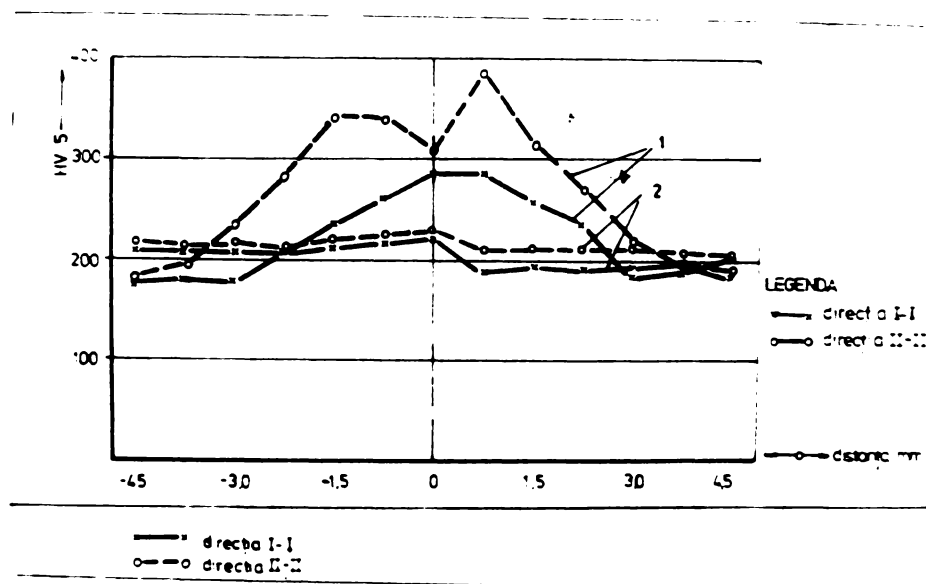


Figura 77. Variația durităților de-a lungul zonelor sudurii : curba I pentru piese sudate și netratate termic și curba II pentru piese sudate și îmbunătățite.

3.4.3. Piesele sudate și debavurate au fost încercate la tracțiune. Încercarea s-a efectuat cu ajutorul dispozitivului prezentat schematic în figura 78.

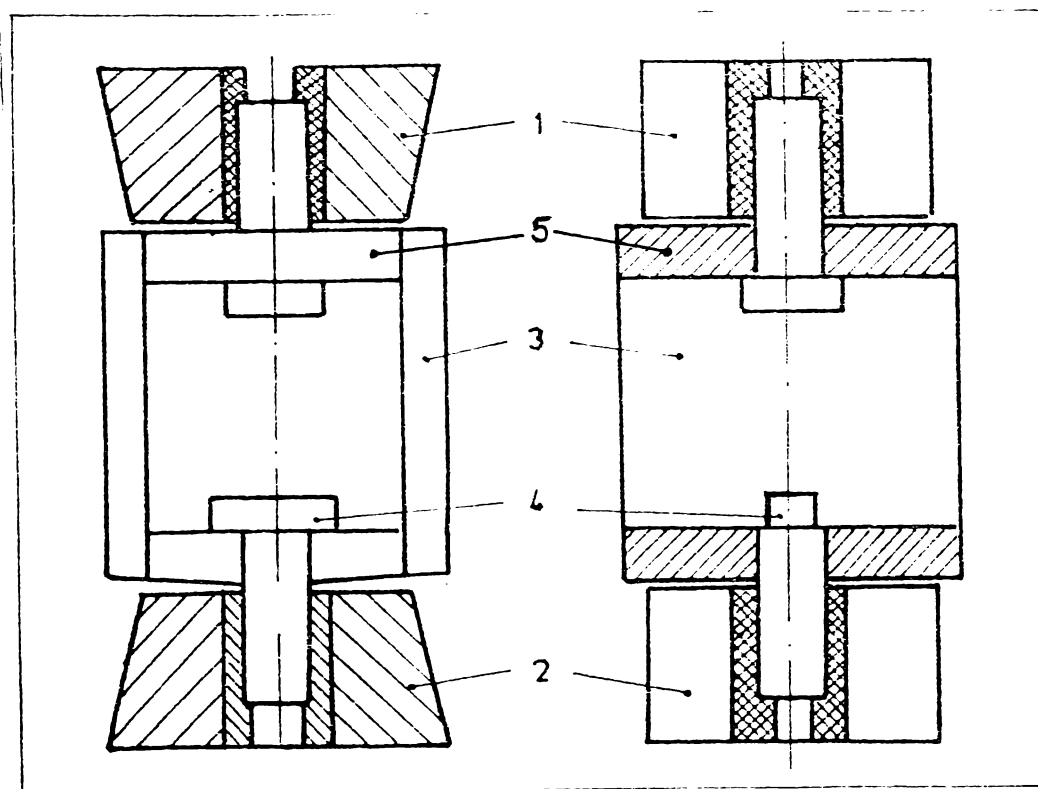


Figura 78. Schema dispozitivului de încercat la tracțiune :
1 - becurile superioare ale mașinii de tracțiune ;
2 - becuri inferioare ; 3 - cadru dispozitiv ;
4 - piesă sudată ; 5 - placă suport

Încercarea s-a efectuat cu cinci piese sudate cu regiul menționat. Toate piesele supuse la tracțiune s-au rupt în materialul de bază având aspectul ca în figura 79.

Piesele sudate și debavurate au fost încercate și la răsucire statică. Pentru încercare s-au utilizat tot cinci piese. Ruperile s-au produs în materialul de bază la unghiuri de răsucire între 620 și 690 grade și momente de torsiune între 1040 și 1400 Nm. Aspectul epruvetelor în urma încercării la răsucire statică este prezentat în figura 30.

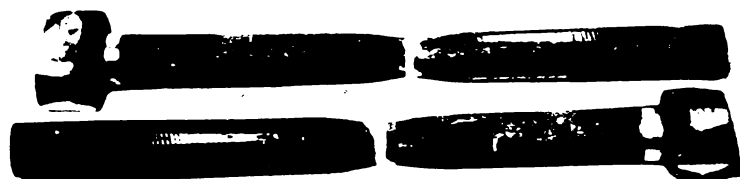


Figura 79. Piese în urma încercărilor de tracțiune statică

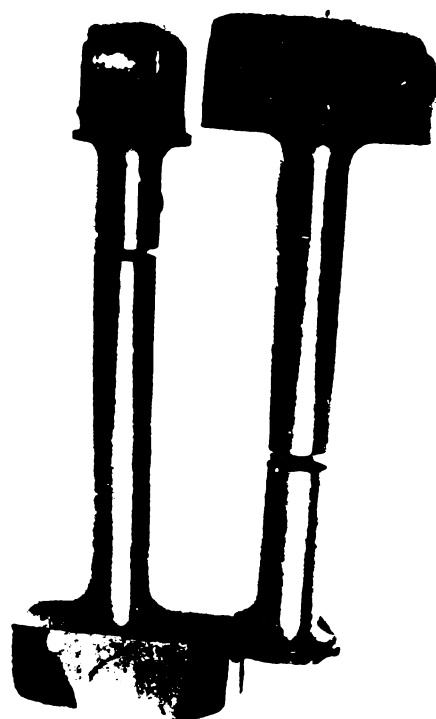


Figura 80. Piese în urma încercărilor de răsucire statică.

3.4.4. Realizarea arborelui cu came din două componente sudate între ele prin frecare are următoarele avantaje :

- simplifică operația de forjare prin simplificarea formei piesei brute, forjarea putându-se executa pe piese automate verticale, de cadență mare, crescând productivitatea muncii și reducându-se numărul de piese rebutate ;

- realizează axul camei din bare laminate la un preț de cost mai scăzut și la dimensiuni mai apropiate de cele ale piesei finite;

- reduce mărimea adosului necesar prelucrărilor mecanice ulterioare.

Aplicarea noii tehnologii la IMPS Salonta va aduce acestei întreprinderi economii estimate la 1,4 milioane lei/an.

3.5. Sudarea arborilor cardanici /55/, /56/

Arborii cardanici s-au sudat prin frecare pentru prima oară în anul 1965 la uzina "Lihacev" din Moscova pentru automobilul

"ZIL 130". După anul 1970 procedeul s-a aplicat la întreprinderile Ford din Europa și apoi s-a extins și la celelalte firme.

La ISIM Timișoara ne-am ocupat de sudare prin frecare a arborilor cardanici de la autoturismele "ARO" și de sudarea prin frecare a arborilor cardanici de la autocamioanele "ROMAN".

3.5.1. Arborii cardanici de la autoturismele "ARO" fabricate la I.M.Muscel sînt compuși din trei elemente : furcă, țevă și cap cardan. Forma și dimensiunile celor trei componente în zona sudurii se prezintă în figura 31.

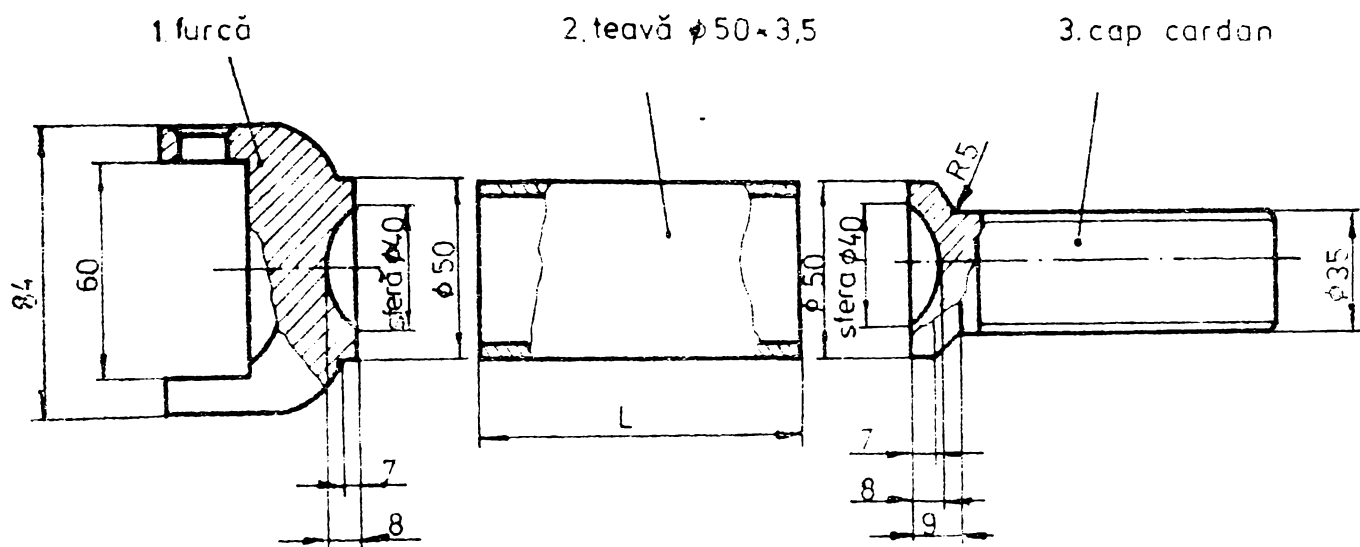


Figura 31. Forma și dimensiunea componentelor de sudat prin frecare

Compoziția chimică determinată a materialelor utilizate este dată în tabelul 15.

Componente	Material	Compoziția chimică %								
		C	Mn	Si	S	P	Cr	Ni	C	Alte elem.
Țevă	OLT 35	0,11	0,64	0,26	0,030	0,031	-	-	-	-
Cap cardan	40 C 10	0,35	0,78	0,37	0,023	0,031	0,92	0,12	0,24	0,021 Mo
Furcă	01C 45	0,43	0,73	0,27	0,020	0,031	-	urme	0,12	-

Tabelul 15. Compoziția chimică a materialelor utilizate

Examinările structurale au evidențiat pentru cele trei componente următoarele :

- Tevile din OLT35 au o structură ferito-perlitică cu mărirea grăuntelui aproximativ 8, conform STAS 5490ç71, proporția constituenților 10/90.

- Capetele cardan din oțel 40C10 au o structură ferito-perlitică de granulație aproximativ 9, proporția constituenților 65/35.

- Furcile din OLC45 au o structură perlito-feritică de granulație fină, aproximativ 10, proporția constituenților 55/45.

3.5.1.1. Realizarea ansamblului arbore cardanic prin frecare, figura 32 se face cu două suduri :

- 1 - sudarea capului cardan cu țeava intermediară
- 2 - sudarea subansamblului cap cardan + țeavă cu furca

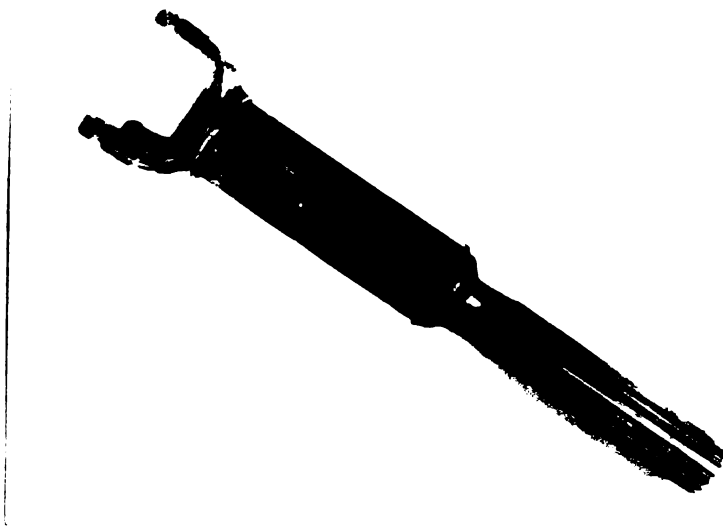


Figure 32. Arbore cardanic sudat prin frecare.

Cele două suduri : cap cardan + țeavă și furcă + țeavă diferă prin forma componentelor de sudat respectiv prin volumul de material ce trebuie încălzit (cap cardan și furcă) în timpul procesului de sudare. Experimentările de sudare au fost conduse în așa fel încât să obținem același regim de sudare pentru ambele suduri.

Parametrii acestui regim sînt următorii :

- viteza de rotație : 1460 rot/min,
- presiunea de frecare : 31 N/mm^2 ,
- presiunea de refulare : 78 N/mm^2 ,
- timp de frecare : 12,20 secunde,
- scurtare medie : 13,2 mm (din care 10,2 mm pentru sudura 1 și 3,5 mm pentru sudura 2)

Sudurile realizate au fost examinate din următoarele puncte de vedere :

- aspect macro, microstructural și variații de duritate
- rezistență la tracțiune statică
- rezistență la răsucire statică
- rezistența la aplatizare.

3.5.1.2. Examinarea macrostructurală (figure 33 și 34) nu a evidențiat defecte. Forma și dimensiunile ZIT-ului și bavurii

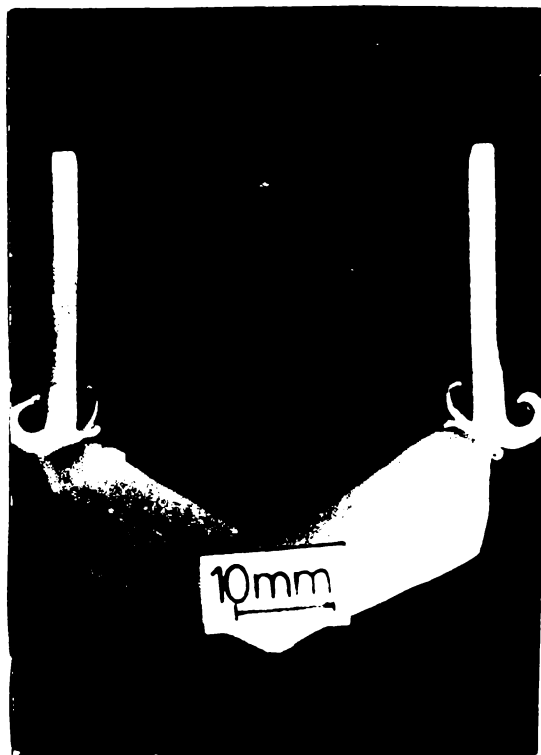
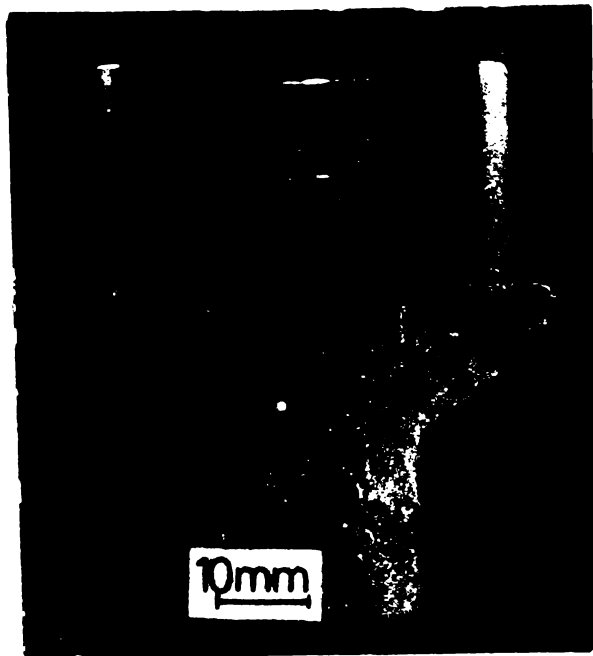


Figura 33. Macrostructura sudurii cap cardan-țeavă, Nitral 10

Figura 34. Macrostructura sudurii furcă-țeavă, Nitral 10

indiciă e încălzire proporțională a capetelor componentelor de sudat și o deformare plastică corespunzătoare a acestora.

Examinarea microstructurală a sudurilor realizate nu a evidențiat defecțe microstructurale în zona centrală a-su în ZIT-urile celor trei componente. Structurile metalografice nu prezintă constituenți duri și fragili.

Măsurătorile de duritate efectuate d-ca lungul zonelor sudurii prezintă valori a căror distribuție este dată în diagramele din figura 85.

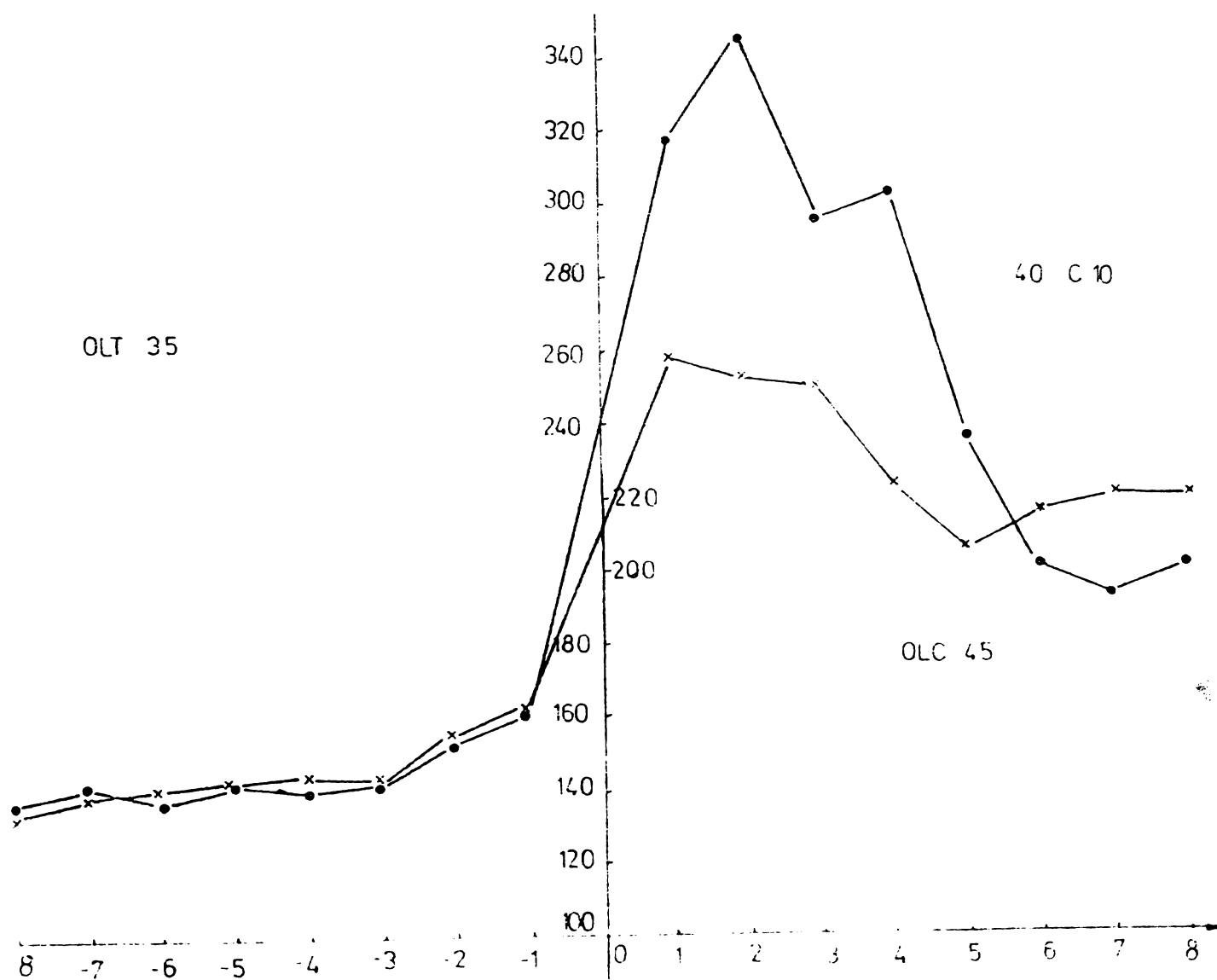


Figura 85. Diagrama de variație a durităților

La sudura capului cardan cu țevă intermediară duritatea maximă în ZIT-ul oțelului 40C10 nu depășește 345 HV5 ; în cazul sudurii furcii cu țevă intermediară duritatea maximă nu depășește 260 HV5 în ZIT-ul oțelului OLC45.

Aspectul microstructural al sudurilor și valorile durităților permit concluzia că piesele sudate cu regimul recomandat nu necesită tratament termic după sudare.

2.5.1.3. Pentru încercarea de tracțiune au fost sudate cu regimul recomandat cinci capete cardan cu țevi intermediare și cinci furci cu țevi intermediare. Încercarea s-a efectuat cu piese sudate și nedebavurate. Ruperile, în ambele cazuri au avut loc în materialul țevelor intermediare (figurile 36 și 37).

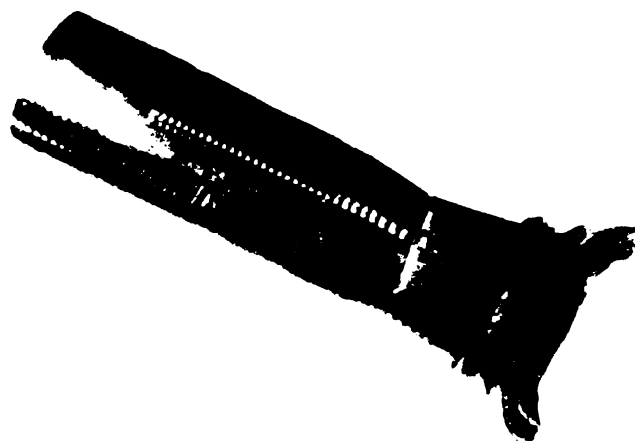
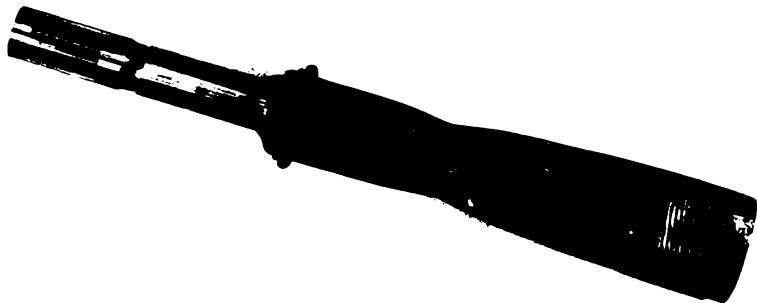


Figura 36. Cap cardan sudat, prin frecare, încercat la tracțiune

Figura 37. Furcă sudată prin frecare, încercată la tracțiune

Solicitarea la răsucire este principala solicitare la care sînt supuși arborii cardanici în exploatare. În conformitate cu prescripțiile caietului de sarcini aceste subansamble sînt solicitate la un cuplu maxim de 1600 Nm. Piesele sudate și debavurate au fost încercate la răsucire la un cuplu maxim de 2600 Nm. Pentru încercare s-au folosit trei piese. După încercare piesele au fost controlate vizual și cu lichide penetrante și nu s-a observat la nici una din ele fisuri sau deformații în zona sudurii și în alte zone.

Încercarea la aplatizare a arborilor cardanici testează însușirile de plasticitate ale sudurilor supunîndu-i la solicitări complexe. Încercarea constă în turtirea unui tronson de țevă între două dornuri care au diametrul egal cu diametrul țevii (50 mm) la o distanță de 50 mm de sudură (egală cu diametrul țevii respectiv al dornului).

Pieseile aplatizate, figurile 88 și 89, nu au avut fisuri sau smulgeri în sudură sau materialul de bază.

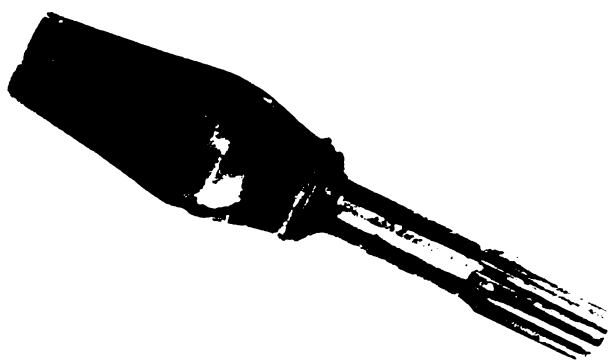


Figura 88. Cap cardan sudat și încercat la aplatizare

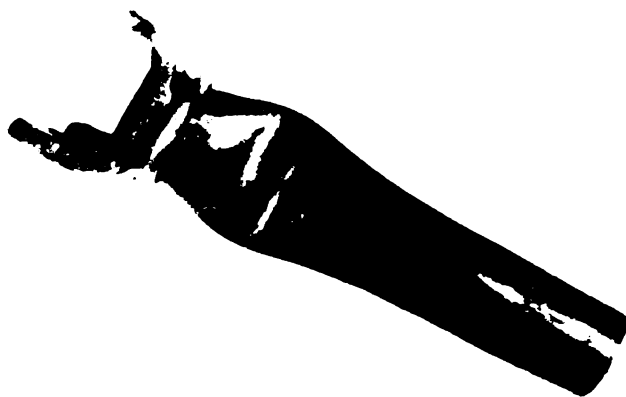
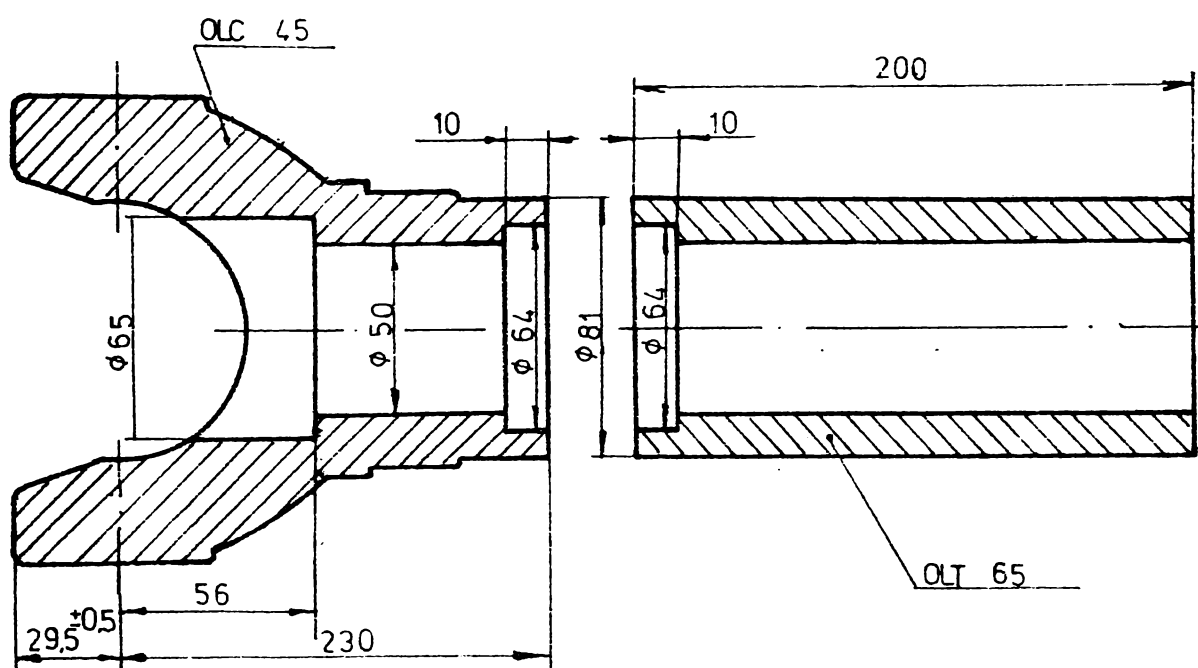


Figura 89. Furcă sudată și încercată la aplatizare

3.5.1.4. Sudarea prin frecare a arborilor cardanici înlocuiește tehnologia de sudare cu arcul electric a acestora. Astfel, se simplifică modul de pregătire a capetelor componentelor și se obțin economii de materiale, manoperă și energie electrică, la operațiile de pregătire și sudare, de aproximativ 400.000 lei/an. Această eficiență s-a calculat pentru I.M. Măscuț, la o producție anuală de aproximativ 35.000 arbori cardanici.

3.5.2. Arborii cardanici de la autocamioanele "ROMAN" care se fabrică în prezent la IPA Sibiu cu în componență subansamblul furcă cu butuc. Furcile cu butuc sînt de trei tipuri și diferă între ele prin secțiunea de sudat și materialele de bază utilizate, figura 90.

În toate cazurile furcile sînt componente forjate iar butucii, componente de țevi laminate. Compoziția chimică și structura metalografică a materialelor utilizate se prezintă în tabelul 16.



**Figura 90. Forme și dimensiunile componentelor de sudat
- materialele de bază utilizate**

Tipodimensiune	Componenta	Compoziția chimică						Structura metalografică
		C	Mn	S	P	S	Cr	
1	Furcă	0,45	0,71	0,27	0,015	0,028	lipsă	perlită de revenire, sorbită
	Butuc	0,41	1,12	0,38	0,027	0,016	lipsă	perlită de revenire sorbită
2	Furcă	0,39	0,79	-	0,02	0,027	0,98	ferită, perlită globulară
	Butuc	0,42	0,77		0,028	0,016	1,10	ferită, perlita globulară
3	Furca	0,49	0,78	0,28	0,035	0,025	urme	perlită, ferită cu rețea sorbită
	Butuc	0,41	0,88	0,28	0,032	0,028	urme	perlită, ferită cu rețea sorbită

Tabelul 15. Compoziția chimică și structura metalografică a materialelor

1.1.2.1. Sudarea prin frecare a celor trei tipuri de furci cu butuc s-a făcut cu regimurile din tabelul 16.

Tipodimensiune	Parametrii regimului de sudare					Scurtare axială medie mm
	n rot/min	P.frec N/mm	P.ref N/mm	t.frec s	t.ref s	
1	1450	60	120	3,84	5,40	9,9
2	1450	60	120	3,84	5,40	9,4
3	1450	40	80	3,84	5,40	6,4

Tabelul 17. Parametrii regimului de sudare.

Piesele sudate cu aceste regimuri arată ca în figura 91.

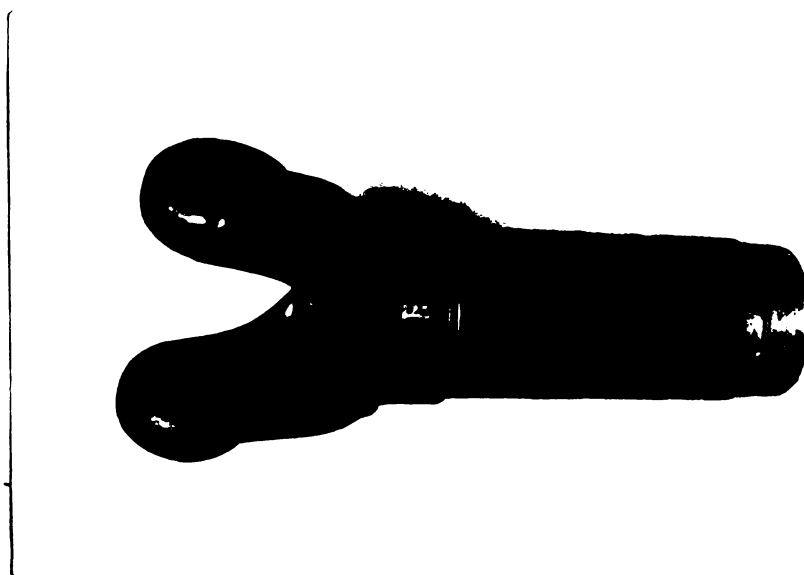


Figura 91. Furcă cu butuc sudată prin frecare, tipodimensiunea 2.

Din piesele sudate au fost prelevate epruvete pentru studiul macro și microstructural și pentru încercarea la tracțiune.

3.5.2.2. Din punct de vedere al aspectului macro și microstructural epruvetele analizate nu prezintă defecte de sudare. Forma și dimensiunile bavurii și ZIT-ului (figura 92 pentru tipodimensiunea 2) indică o încălzire și o deformare plastică corespunzătoare a capetelor componentelor.

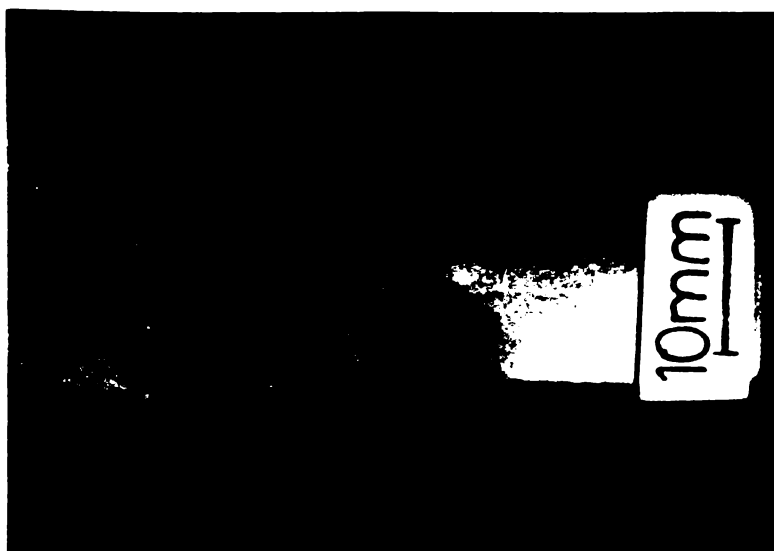


Figura 92. Macrostructura sudurii, tipodimensiunea 2, Nitel 105

Tipodimensiunile 1 și 3, care au furcile executate din OEC45 și butucii din OLT65 prezintă în zona centrală o structură de granulație fină (mărimea de grăunte $r \sim 10$) formată din perlită, ferită și sorbită. Zona influențată termic spre materialul furcilor păstrează acești constituenți ca și zona centrală dar de granulație mai mare (mărimea de grăunte ~ 9) iar spre materialul butucilor sorbite nu mai apare și avem ca și constituenți perlită, ferită, ferită aciculară cu mărimea grăuntelui ~ 8 . Duritatea maximă a constituenților din zonele sudurii nu depășește 345 HV5.

Tipodimensiunea 2 are componentele din oțel 40Cr10 și după sudarea lor au fost tratate termic prin normalizare (încălzire 45 minute la 840°C , răcire în aer). În urma acestui tratament termic se obține în toate zonele sudurii o structură ferito-perlitică cu durități cuprinse între 200 și 230 HV5.

3.5.2.3. Pentru încercarea la tracțiune, din fiecare tipodimensiune s-au sudat câte 3 piese cu regimurile din tabelul 16. Din fiecare piesă sudată s-au prelevat câte 3 epruvete plate, de tip AP1, pentru încercarea la tracțiune conform STAS 6713-76. În toate cazurile ruperile s-au produs în materialul de bază. Aspectul epruvetelor în urma încercării la tracțiune statică se prezintă în figura 93.

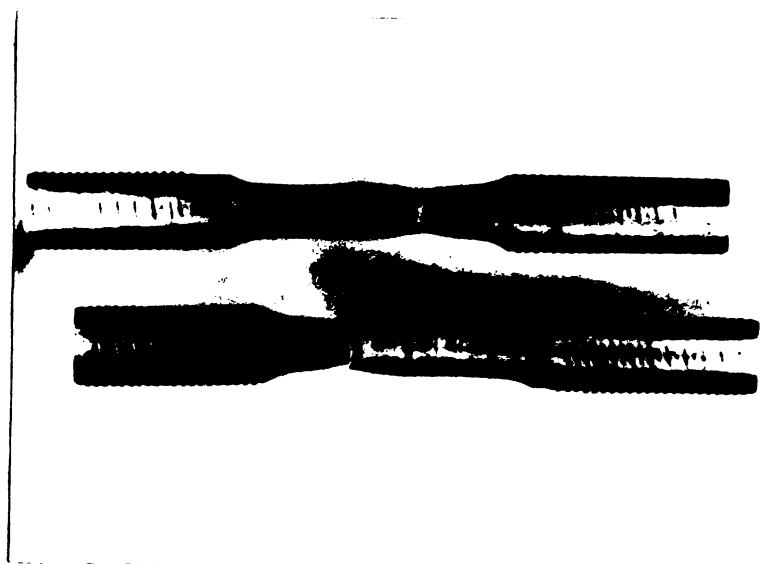


Figura 93. Epruvete în urma încercării la tracțiune statică.

3.5.2.4. Sudare prin frecare a furcilor cu butuc înlocuiește tehnologia de forjare a acestui subansamblu. Realizarea din două bucăți aduce economii de manoperă, materiale și energie electrică de peste 5 milioane lei/an la o producție de aproximativ 150.000 bucăți/an.

3.6. Sudarea axelor planetare /36/

Axele planetare ale motoarelor fabricate la I.M.Tinigoara su componentele (figure 94) din oțel 41MoC11.

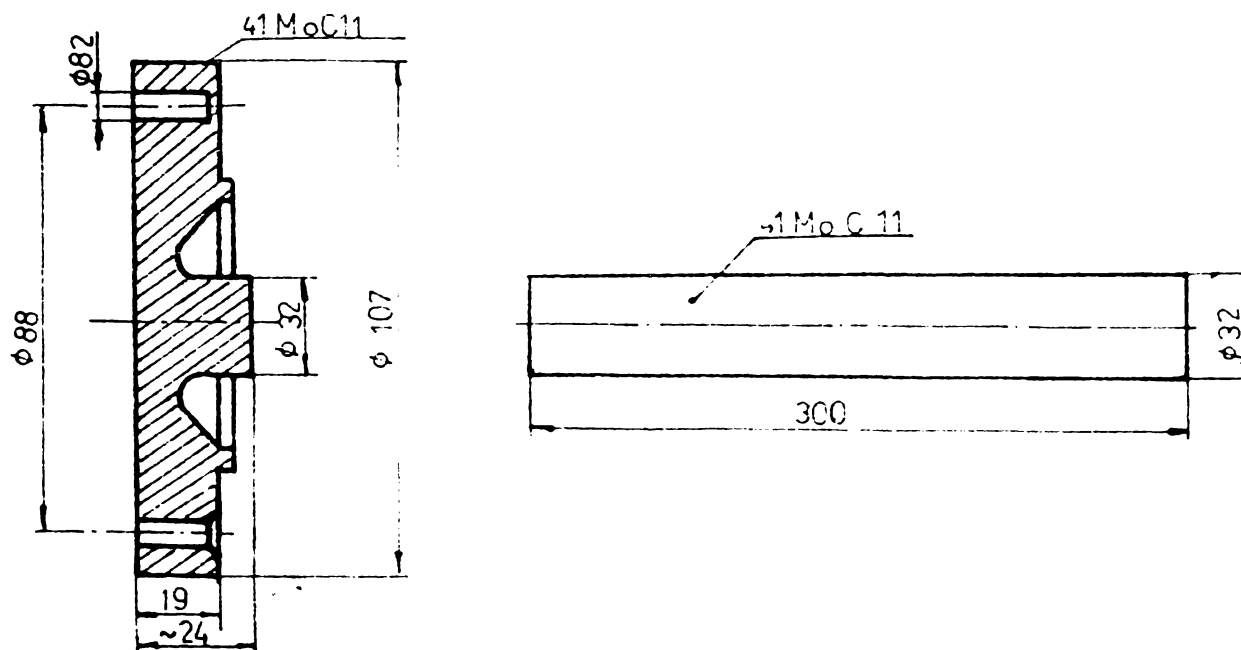


Figura 94. Forma componentelor de sudat

Oțelul 41MoC11, oțel QT, este destinat pieselor puternic soltitate și caracteristicile sale mecanice se obțin după aplicarea tratamentului termic de îmbunătățire. In vechea tehnologie de fabricație a axelor planetare, semifabricatele din 41MoC11 se forjează după care se aplică un tratament termic de normalizare. Apoi, după faza de degroșare, piesele prelucrate se îmbunătățesc pentru obținerea unei durități cuprinse între 220 și 250 HB.

In actuala variantă, axele planetare se realizează din semifabricate laminate sudate între ele prin frecare. Compoziția chimică și structura metalografică a materialelor utilizate la experimentări se prezintă în tabelul 18.

Componenta	Compoziția chimică %							Structura metalografică
	C	Mn	Si	P	S	Mo	Cr	
Filonă	0,44	0,54	0,328	0,022	0,01	20	1,01	Perlită fină, ferită în rețea
Bară	0,42	0,657	0,21	0,020	0,018	19	1,00	Ferită perlită sorbită

Tabelul 18. Compoziția chimică și structura metalografică a materialelor utilizate

3.6.1. La sudare s-a folosit regimul :

- viteza de rotație : 1450 rot/min,
- presiunea de frecare : 50 N/mm²,
- presiunea de refulare : 100 N/mm²,
- timp de frecare : 23,8 secunde,
- timp de refulare : 7,16 secunde,
- scurtare axială : media 6,70 mm

Axele planetare sudate cu acest regim arată ca în figura 95.

Pieșele sudate au fost examinate din următoarele puncte de vedere :

- aspect macro-microstructural și variații de duritate de-a lungul zonelor sudurii ;

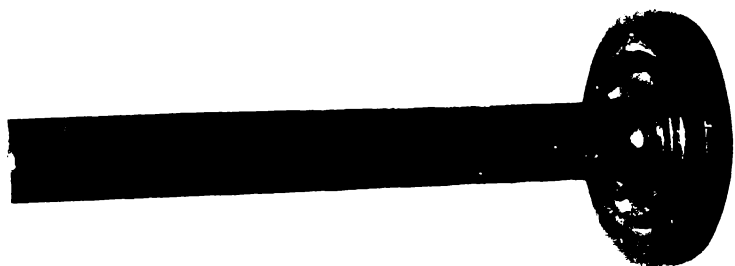


Figura 95. Ax planetar sudat prin
frecare

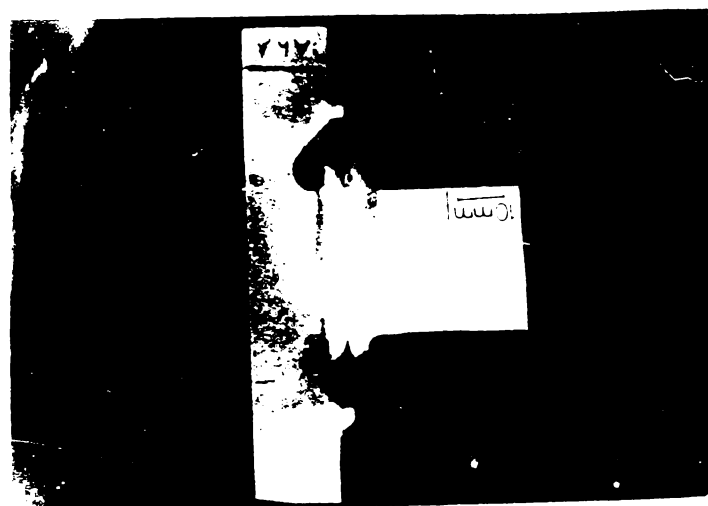


Figura 96. Macrostructura axu-
lui planetar sudat prin frecare
Nital 100

- rezistența la tracțiune ;
- rezistența la îndoire.

3.6.2. Macrostructurile axelor planetare sudate,
figura 96, nu conțin defecte.

Examinările microstructurale și măsurătorile de duri-
tate s-au efectuat pe epruvete prelevate din piese sudate în trei
variante :

- a) fără tratament termic după sudare
- b) normalizare după sudare
- c) îmbunătățire după sudare.

În urma procesului de sudare la piesele netratate ter-
mic după sudare în zona influențată termic (figura 97) și zona
centrală structura este ferito-bainitică sciculară. Prin aplica-
rea tratamentului termic de normalizare în zona influențată termic
(figura 93) și în zona centrală se obține o structură ferito-
perlitică de granulație fină (mărime grăunte ~ 3). Piesele îmbună-
tățite după sudare au în zonele sudurii în structură perlită,
ferită, ferită sciculară, sorbită de granulație fină (mărime gră-
unte ~ 9, figura 99).



Figura 97. Microstructura ZIT, fără tratament termic, x100, Nital 2%



Figura 98. Microstructura ZIT, normalizată, x100, Nital 2%

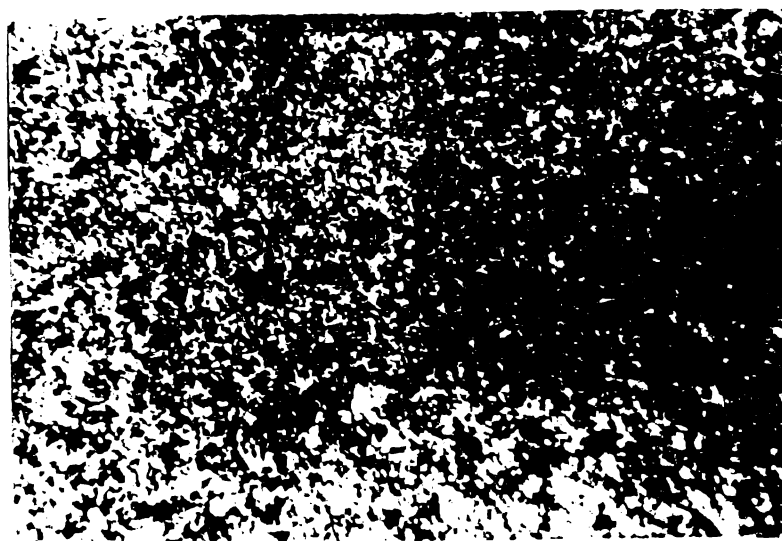


Figura 99. Microstructura ZIT, îmbunătățită, x100, Nital 2%

Influența tratamentului termic după sudare se observă și din diagrama de variație a durităților prezentată în figura 100. Astfel, la piesa netratată după sudare avem o durificare a sudurii, diferența dintre duritatea materialului de bază și cea maximă este de 200 HV5 în toate zonele sudurii.

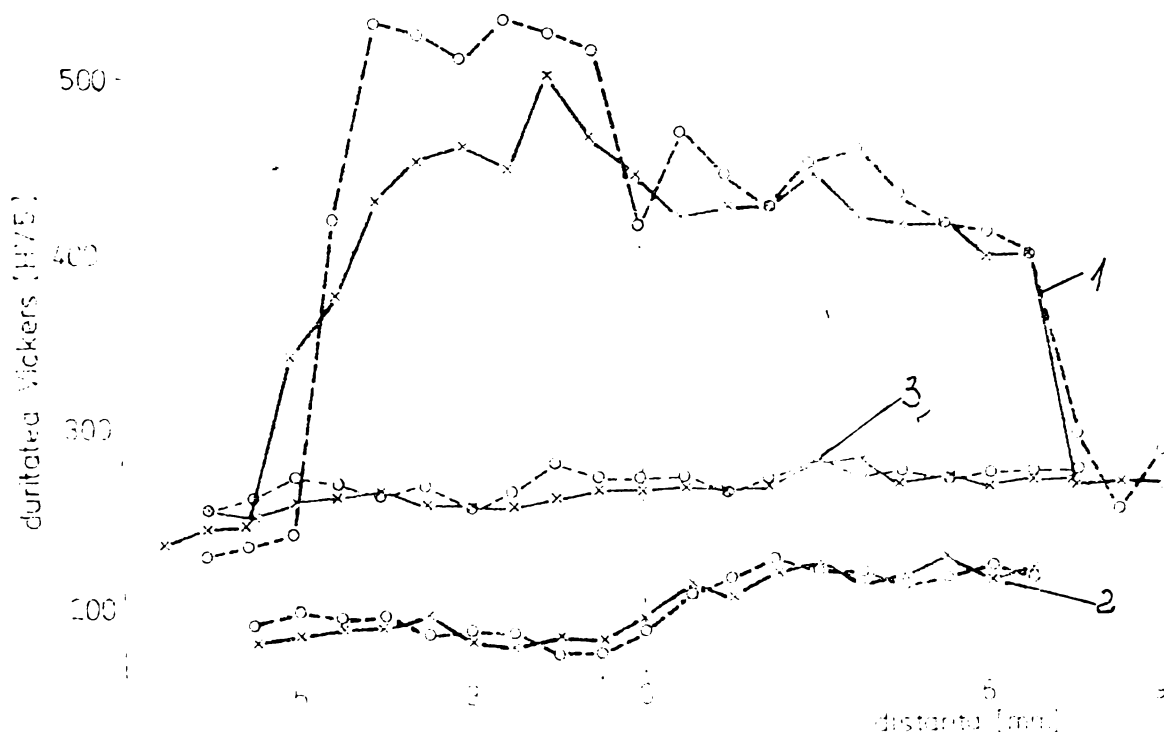


Figura 100. Variația durităților în zonele sudurii : 1 - fără tratament termic; 2 - normalizare după sudare ; 3 -îmbunătățire după sudare.

3.6.3. Incercarea la tracțiune s-a efectuat pe piese sudate și debavurate folosind dispozitivul 1, adaptat corespunzător, din figura 79.

Ruperile s-au produs, prin smulgere, în materialul flanșelor.

Incercarea la îndoire s-a efectuat cu două piese simultan prinse într-un dispozitiv și a decurs în conformitate cu schema de aplicare a sarcinii prezentată în figura 101.

S-au încercat, comparativ, piese sudate în cele trei variante de tratament termic. Rezultatele cele mai bune, respectiv unghiul de îndoire cel mai mare până la apariția fisurilor, s-a obținut cu piesele sudate și normalizate ($\alpha = 17^\circ \dots 20^\circ$).

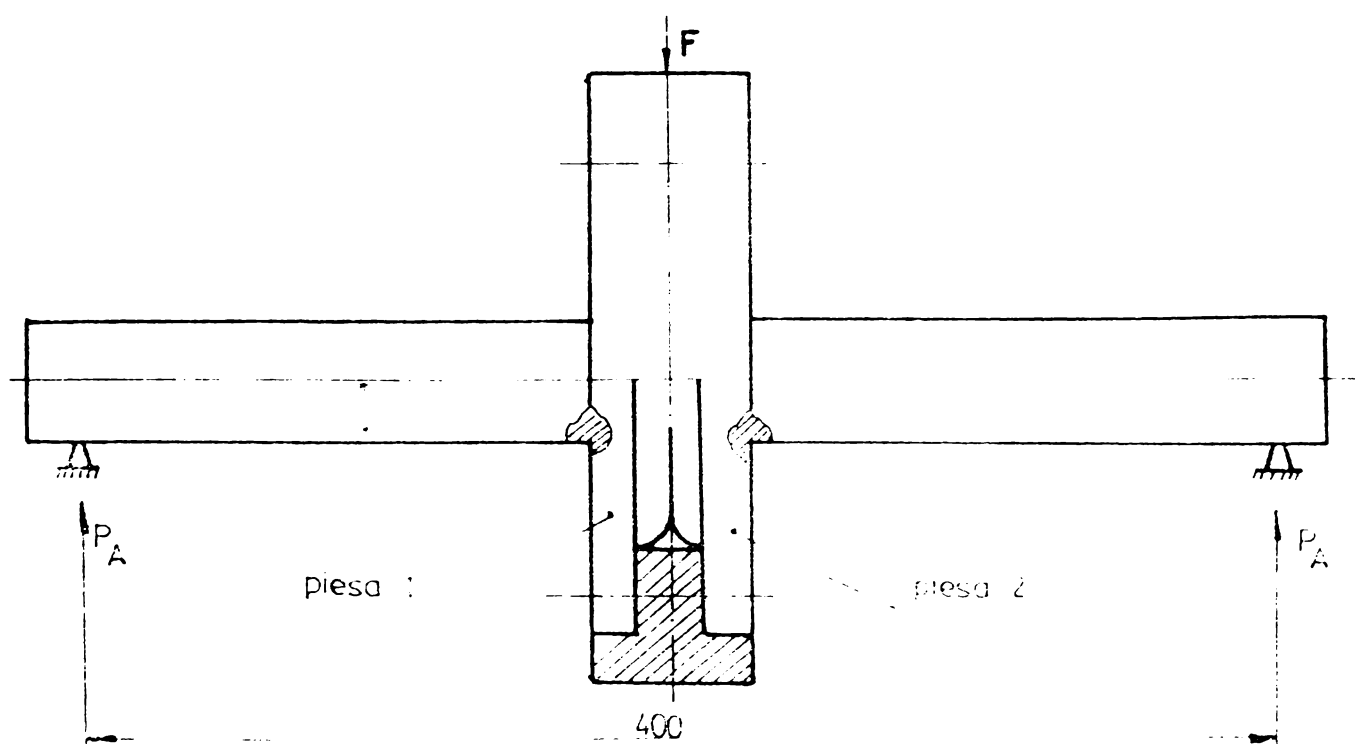


Figura 101. Schema de aplicare a sarcinii.

3.6.4. Inlocuirea axelor planetare forjată cu axe planetare sudate prin frecare este economică. Astfel, un semifabricat de ax planetar forjat costă 171,75 lei/buc. Realizarea acestui semifabricat din bare laminate, debitate și sudate între ele prin frecare costă 45,95 lei/buc. reducându-se aproximativ de 4 ori prețul semifabricatului și obținându-se astfel importante economii anuale de manoperă, cu energie electrică și materiale.

3.7. Sudarea șuruburilor de pășuire /58/

Șuruburile de pășuire, utilizate la unele tipuri de reductoare fabricate la I.N.Finișarea, au componentele din oțel 41MoC11 cu forma și dimensiunile conform figurii 102.

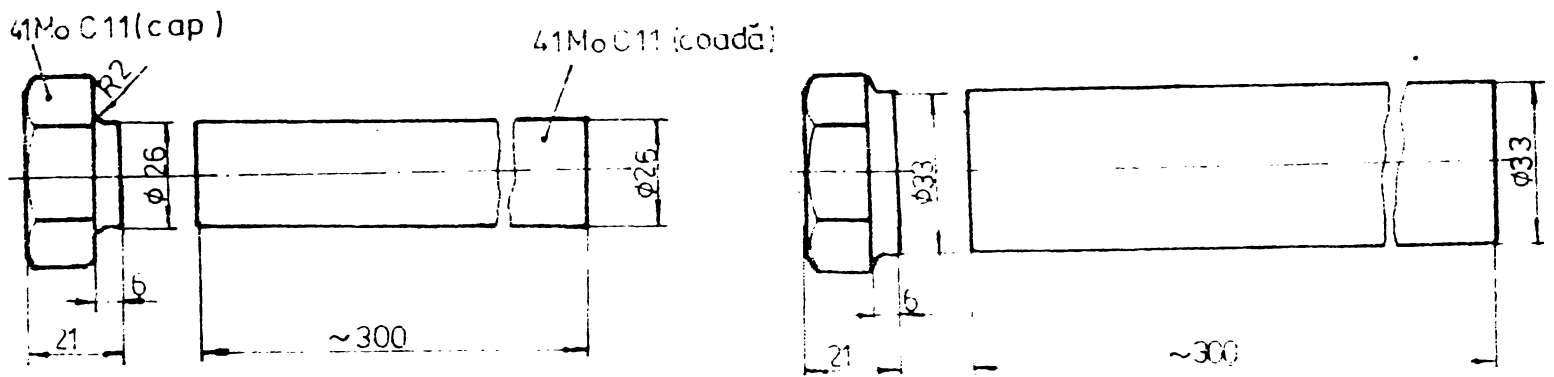


Figura 102. Forma și dimensiunile componentelor șuruburilor M24 și M30

3.7.1. La sudarea acestor componente s-au folosit regimurile din tabelul 19.

Tipodimensiune	Parametrii de sudare					Scurtare axială mm
	n rot/min	p. frec. N/mm	p. ref. N/mm	t. frec. secunde	t.ref. secunde	
M 24	1450	60	120	17	4,55	4,84
M 30	1450	60	105	23,8	7,16	6,82

Tabelul 19. Parametrii regimurilor de sudare a șuruburilor de pășuire.

Piecele sudate au fost examinate din următoarele puncte de vedere :

- aspect macro-microstructural, variații de duritate de-a lungul zonelor sudurii ;
- rezistența la tracțiune statică ;
- rezistența la tracțiune determinată prin încercarea cu câlă înclinată sub cap ;
- rezistență la tenacitate a capului șurubului.

3.7.2. Macrostructurile sudurilor realizate nu au avut defecte (figurile 103, 104).

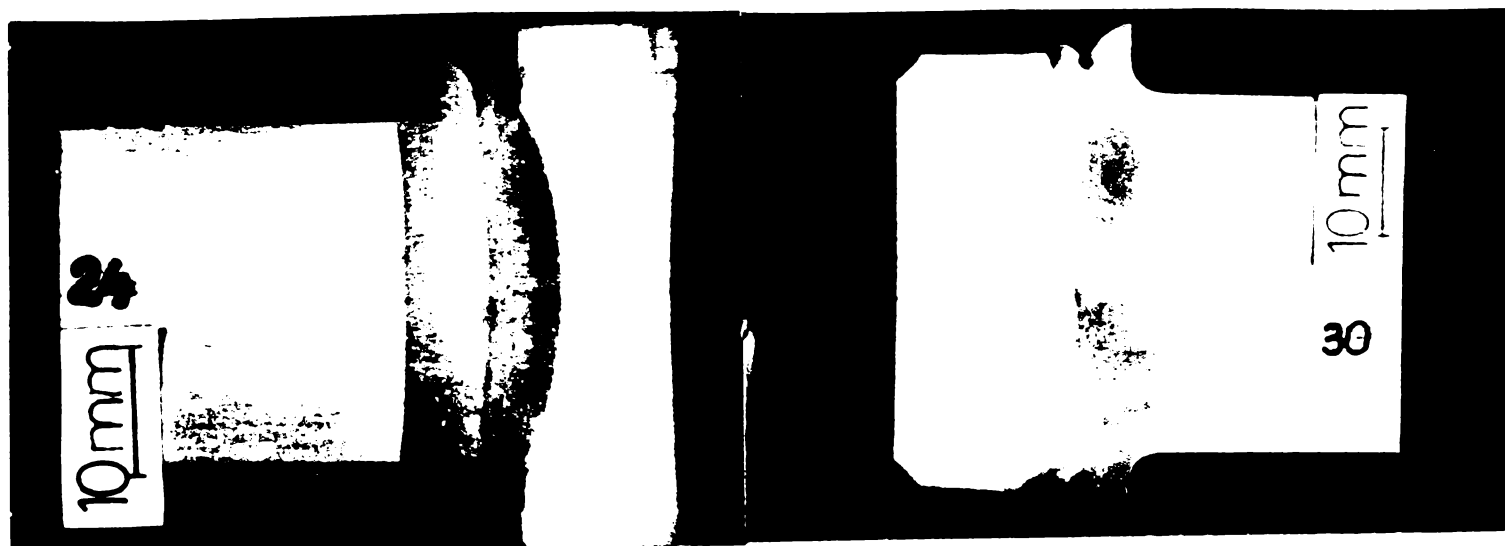


Figura 103. Macrostructura șurub M24, sudat prin frecare, Nital 10%

Figura 104. Macrostructura șurub M30, sudat prin frecare, Nital 10%

Din punct de vedere microstructural piesele sudate au fost studiate în două variante :

- a) fără tratament termic după sudare
- b) normalizare după sudare

Deoarece procesul de sudare în zona centrală și cea influențată termic, structura se finalizează și apar constituenții sorbită, bainită și urme de martensită. Prin aplicarea tratamentului termic de normalizare, după sudare, bainita și martensita se transformă și în zonele sudurii structura devine ferito-perlitică cu sorbită.

Aspectul microstructural este confirmat de măsurătorile de duritate. Astfel, la probele netratate după sudare, duritatea crește în ZIT până la 470 HV5. Prin aplicarea tratamentului termic de normalizare duritatea devine aproximativ constantă în toate zonele sudurii nedeșăgind 310 HV5.

3.7.3. Incercarea la tracțiune s-a efectuat cu câte 5 piese sudate și debavurate folosind dispozitive de prindere adecvate formei constructive a șuruburilor de păsuire. Ruperile s-au produs în materialul de bază.

Incercarea la tracțiune a șuruburilor cu cală înclinată sub cap este o încercare standardizată a șuruburilor STAS 2700/3-73, și pentru efectuarea ei, sub capul șurubului s-a așezat o cală oblică din oțel (figura 105). Unghiul de înclinare α s-a ales 10° asigurându-se astfel condițiile de încercare cele mai nefavorabile. Cele cinci piese sudate, normalizate, debavurate și încercate s-au rupt în materialul de bază, figura 107.

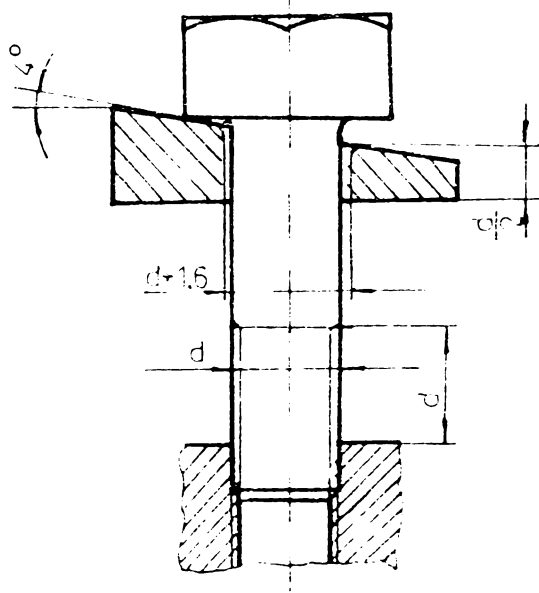


Figura 105. Cală oblică

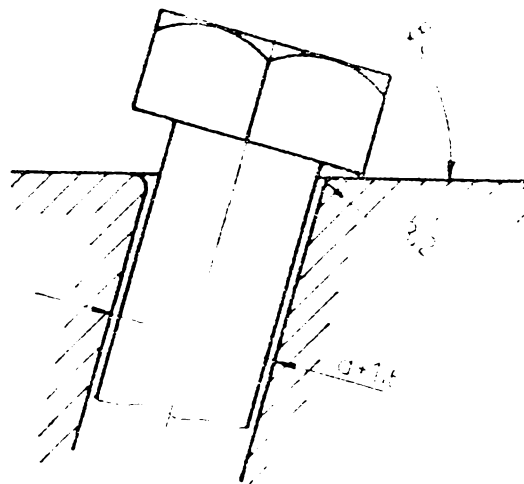


Figura 106. Matriță pentru încercarea tenacității capului șurubului

Incercarea tenacității capului șurubului este, de asemenea, o încercare standardizată (STAS 2700/3-73) și pentru aceste cinci piese sudate, normalizate și debavurate, s-au introdus într-o matriță (figura 106) și s-au lovit cu un ciocan cu cădere liberă avînd energia cinetică de 350 Joule. Ruperile s-au produs în materialul de bază fără ca în zonele sudurii să apară fisuri, (figura 109).

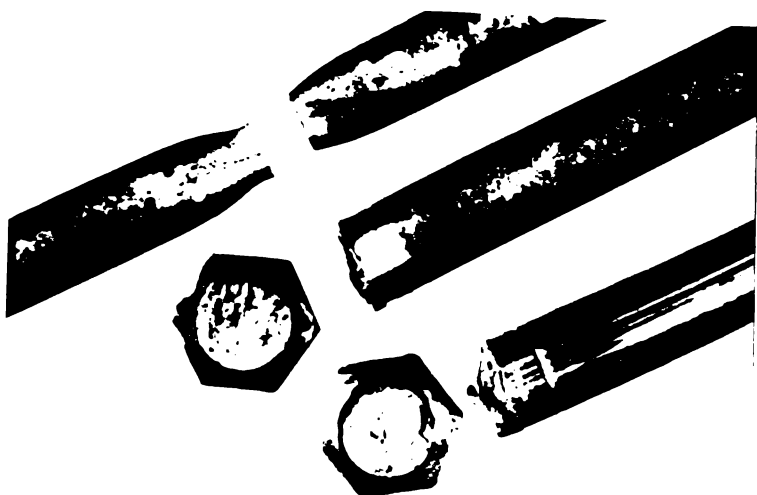


Figura 107. Suruburi sudate și încercate la tracțiune cu cală înclinată sub cap



Figura 108. Suruburi sudate și supuse încercării tenacității capului

3.7.4. În vechea tehnologie șuruburile de păsuire lungi se execută din semifabricate forjate iar cele de lungimi mai mici din bare hexagonale strungite pe toată lungimea tijei. Prin sudarea prin frecare a capului hexagonal cu o bară laminată la dimensiunea tijei se obțin economii de aproximativ 15 lei/buc.

3.8. Sudarea arborilor cotiți /59/, /60/

Anumite tipuri de compresoare, în fabricație la întreprinderea "Timuri Noi" București, folosesc arbori cotiți asamblați din piese forjate din oțel 41MoC11. Pentru obținerea unor avantaje economice s-a propus executarea acestor piese din două componente, contragreutate și ax, sudate între ele prin frecare și înlocuirea oțelului 41MoC11 cu oțelurile nealiat OL45 și OL37.

Cele două componente au fost pregătite în două variante constructive : forma A și forma B conform figurii 109 și din cele trei tipuri de oțeluri menționate. Astfel, experimentările de sudare s-au efectuat în următoarele patru combinații de forme și

materiale :

- C1. Contragreutate 41MoC11, forma A + ax 41MoC11**
- C2. Contragreutate 41MoC11, forma B + ax 41MoC11**
- C3. Contragreutate OLC45 , forma B + ax OLC45**
- C4. Contragreutate OL37 , forma B + ax OL37**

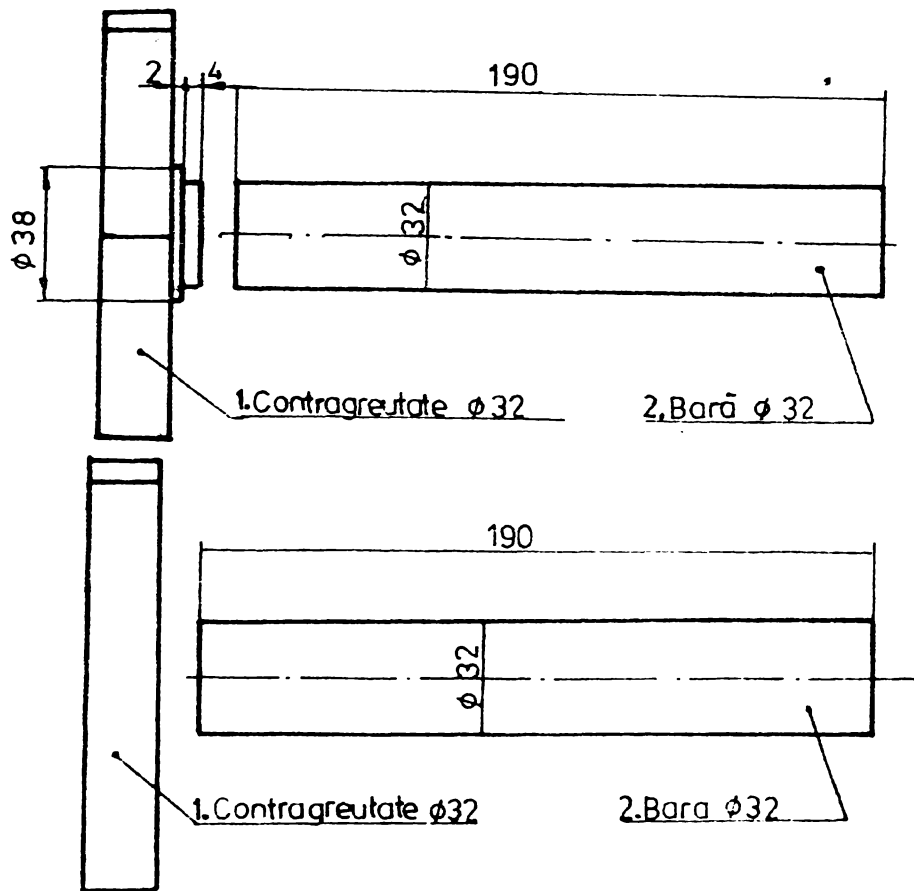


Figura 102. Forme și dimensiuni ale componentelor de sudat

En toate cele patru cazurile, contragreutițiile s-au executat din semifabricate forjate și axele din semifabricate laminete. Compoziția chimică a materialelor folosite se prezintă în tabelul 29.

Combi- nație	Compo- nenta	Compoziția chimică %								
		C	Mn	Si	P	S	Ni	Mo	Cr	Cu
C 1 + C 2	1	0,42	0,73	0,31	0,029	0,012	-	0,16	1,15	-
	2	0,39	0,69	0,17	0,020	0,016	0,23	0,14	1,10	0,09
C 3	1	0,39	0,60	0,28	0,020	0,012	-	-	0,16	-
	2	0,36	0,59	0,23	0,021	0,012	-	0,03	0,14	-
C 4	1	0,15	0,38	0,02	0,017	0,024	-	-	-	-
	2	0,39	0,59	0,24	0,020	0,014	-	0,02	0,13	-

Tabelul 20. Compoziția chimică a materialelor utilizate.

1.5.1. Parametrii regimurilor de sudare utilizați la sudarea celor patru combinații se prezintă în tabelul 21.

Combi- nația	Parametrii regimului de sudare					Scurtare axială medie mm
	n rot/min	p. frec. N/mm ²	p. ref. N/mm ²	t. frec. sec.	t. ref. sec.	
C 1	1450	50	105	23	7	5,7
C 2	1450	80	110	23	7	7,6
C 3	1450	80	110	18	7	6,5
C 4	1450	50	110	23	7	7,0

Tabelul 21. Parametrii regimurilor de sudare.

**Simplificarea formei constructive a capetelor componen-
telor (forma B comparativ cu A) modifică condițiile de încălzire
și deformare plastică a acestora. Din acest motiv, la sudarea
combinației C2, au fost necesare presiuni de frecare și refulare
mai mari față de C1 la același timp de frecare și refulare.**

**Sudurile realizate cu regimurile din tabelul 21 s-au
studiat comparativ, între ele, din următoarele puncte de vedere :**
**- aspect mezo-microstructural și variații de duritate de-a
lungul săturilor**

- rezistența la tracțiune statică
- rezistența la oboseală.

3.8.2. Piesele sudate nu au avut defecte macrostructurale. In figurile 110 și 111 sînt prezentate macrostructurile sudurilor realizate pentru combinațiile C1 și C3.

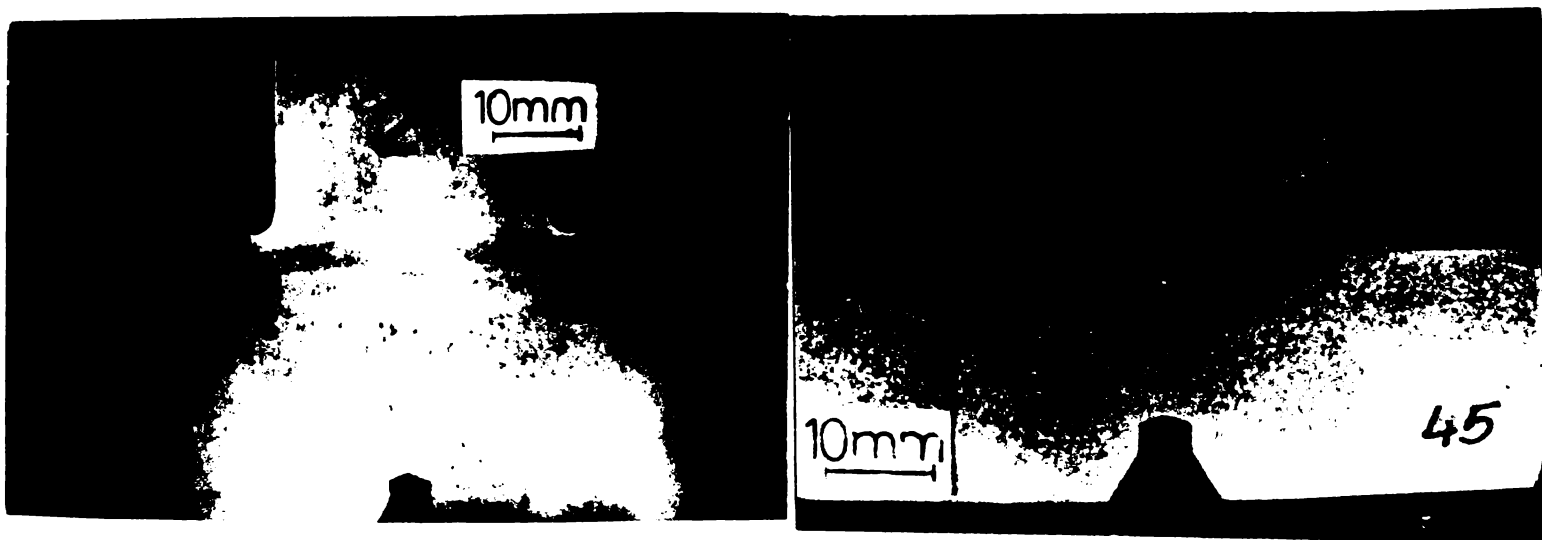


Figura 110. Macrostructura sudurii C1, Nital 10%

Figura 111. Macrostructura sudurii C3, Nital 10%

Piesele sudate în combinațiile C1 și C2, avînd ca material de bază oțelul 41MoC11 prezintă în zone influențată structuri martensitice, cu durități mai mari de 600 HV5. Ca urmare, după sudare se aplică un tratament termic de normalizare (încălzire 30 minute la 360°C, răcire în aer) obținîndu-se o structură formată din perlită, ferită și sorbită, cu durități cuprinse între 200 și 300 HV5.

Piesele sudate în combinația C3 cu ambele componente din OLC45 au în zone influențată termic pe lângă perlită și ferită, bainită superioară cu duritatea de aproximativ 340 HV5. Acest constituenț cu duritate mai ridicată se transformă prin aplicarea unui tratament termic de revenire a pieselor sudate (încălzire 30 minute la 600°C, răcire în cuptor).

Pieseile sudate în combinația C4 cu componenta din OL37 și OLC45 au în zona influențată termic a materialului OLC45 și structuri martensitice cu durități de aproximativ 390 HV5. Prin aplicarea unui tratament termic de revenire acești constituenți se transformă.

3.3.3. Incercarea la tracțiune s-a efectuat pe piese sudate, figura 112.

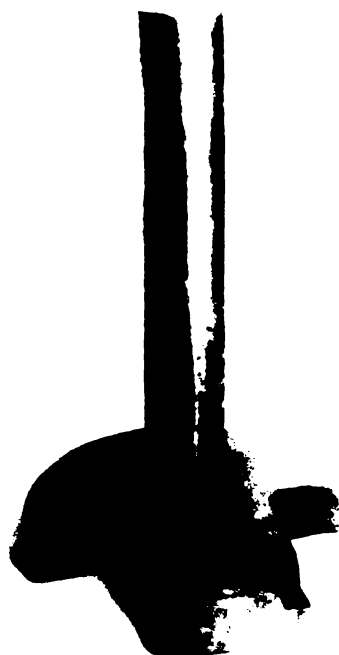
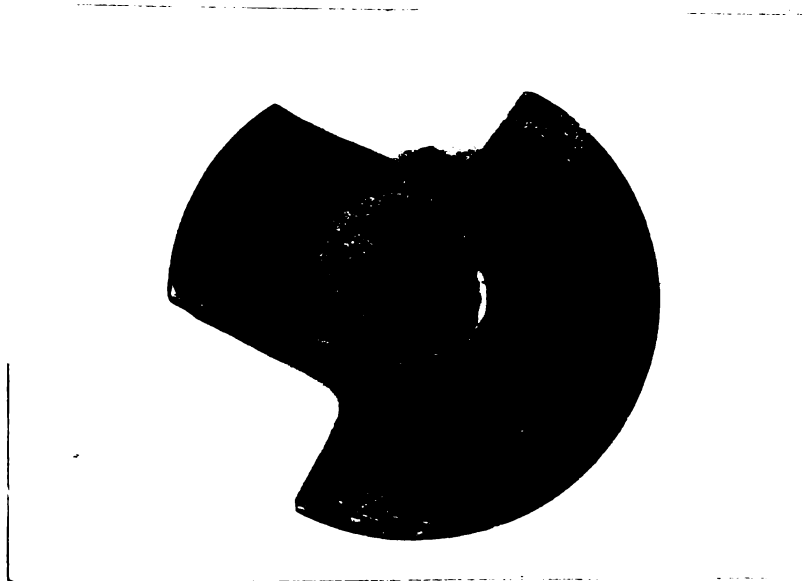


Figura 112. Piesă sudată, combinația C4



Figura 113. Piesă sudată necorespunzător după încercarea la tracțiune

Pentru încercare piesele au fost debavurate și s-a utilizat un dispozitiv asemănător cu cel prezentat în figura 78. Incercarea la tracțiune a constituit un criteriu de selecție a regimurilor de sudare. Astfel, au fost eliminate regimurile la care ruperile s-au produs în zona centrală a sudurii și în rupătură s-au observat defecte de "lipsă de legătură" (figura 113). Pieseile sudate cu regimurile din tabelul 20 s-au rupt prin smulgeri de material din contregreutăți și au aspectul din figura 114.



**Figura 114. Piesă sudată în combinația C3
supusă la tracțiune**

Elementele de arbori cotiți sudați prin frecare în cele 4 combinații au fost încercate la oboseală prin torsiune cu epruvete de formă și dimensiuni prezentate în figura 115, prelevate din zona sudurii.

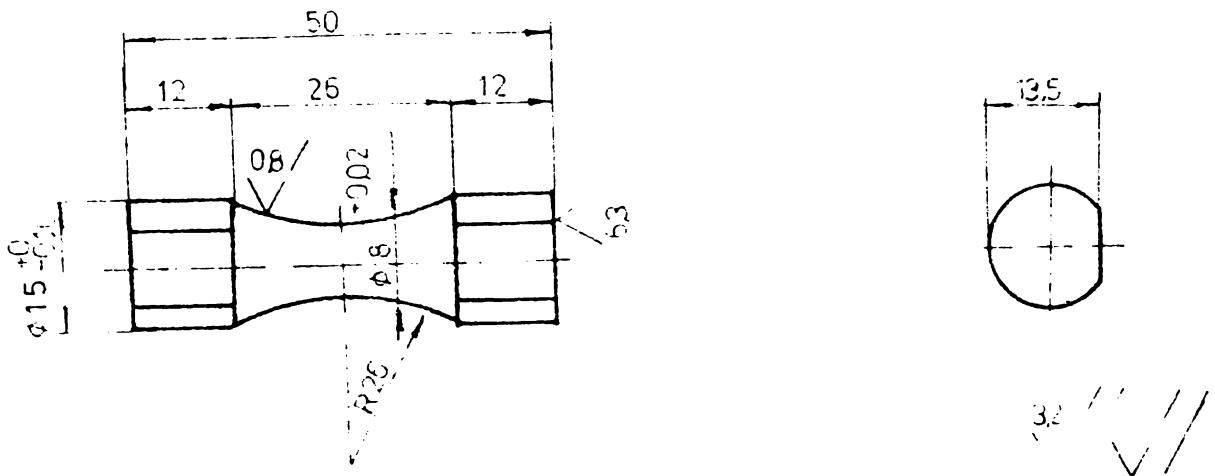


Figura 115. Forma epruvetei de oboseală

Valerile tensiunilor de oboseală la torsiune medie
axială și minimă sînt prezentate în tabelul 22.

Combinatia	$\bar{\epsilon}-1$ min N/mm ²	$\bar{\epsilon}-1$ N/mm ²	$\bar{\epsilon}-1$ max N/mm ²
C 1	204,69	230,83	255,57
C 2	215,8	231	246,2
C 3	184,2	232,5	279,8
C 4	195,6	206	216,3

Tabelul 22. Valorile tensiunilor de oboseală la torsiune

Combinatiile C1, C2, C3 au tensiuni la oboseală medii apropiate. Combinatia C4 are o valoare mai coborâtă cu aproximativ 25 N/mm², dar este cea mai economică (din punct de vedere al formei constructive și al costului materialelor). In prezent piese sudate in cele patru combinatii se află in anduranță la întreprinderea "Timuri Noi" București urmând ca decizia alegerii uneia din cele patru variante să se ia in funcție de rezultatele anduranței.

3.3.4. Indiferent de varianta care se va adopta la întreprinderea "Timuri Noi" București inlocuirea operației de forjare a elementelor de arbori cotiți cu gârțarea contragreutăților din table și sudarea lor prin frecare cu bare laminete va conduce la reducerea pierderilor tehnologice și la obținerea unor importante economii de manoperă, materiale și energie electrică. Aceste economii se estimează la cel puțin 400.000 lei/an la actualul volum de producție al întreprinderii.

3.9. Sudarea supapelor motoarelor diesel

Tehnologia de sudare prin frecare a supapelor motoarelor diesel s-a studiat cu ocazia asimilării de către I.G.M. Reșița a fabricației motoarelor diesel tip ALCO. Supapele acestor motoare (figure 116) au capul forjat sub formă de ciupercă din oțelul sustenit termoresistent 21.4H și coada forjată sub formă de bare din oțelul de îmbunătățire 40MoCH15. Ambele componente au in zona sudurii diametrul de 18 mm.

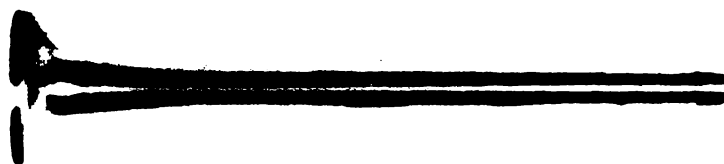


Figura 116. Supapă de motor ALCO

Compoziția chimică și caracteristicile mecanice ale materialelor utilizate se înscriu în limitele prezentate în tabelul 23.

Tipul oțelului	Compoziția chimică %											Caracteristici mecanice			
	C	Mn	Si	Cr	Ni	Mo	S	P	Cu	Ti	N ₂	R _c N/mm	R _m N/mm	δ %	α %
21-4 N	0,47	8,0	max.	20,0	3,25		0,04	max.			0,38				
SAE- EV8	0,57	10,0	0,25	22,0	4,50	-	0,09	0,03	-	-	0,50	527	1145	9	9
40MoCN15 STAS 791-80	0,37	0,50	0,17	0,60	1,25	0,15	max.	max.	max.	max.		950	1100	12	50
	0,44	0,80	0,37	0,90	1,65	0,30	0,035	0,035	0,30	0,02	-	850	1000		55

Tabelul 23. Compoziția chimică și caracteristicile mecanice ale materialelor de bază

Caracteristicile mecanice ale acestor oțeluri se obțin în urma aplicării următoarelor tratamente termice :

- pentru oțelul 21.4N : călire în apă după o încălzire timp de o oră la 1170°C și menținere 14 ore la 760°C (durificare);
- pentru oțelul 40MoCN15 : călire în ulei după o încălzire timp de 20 minute la 950°C urmată de o revenire în ulei după o menținere 1,5 ... 2 ore la 580°C.

Structura oțelului 21.4N este austenită cu carburi complexe plasate intergranular și în șiruri, figura 117.

Structura oțelului 40MoCN15, în stare neîmbunătățită, este ferito-perlitică în șiruri, figura 118.

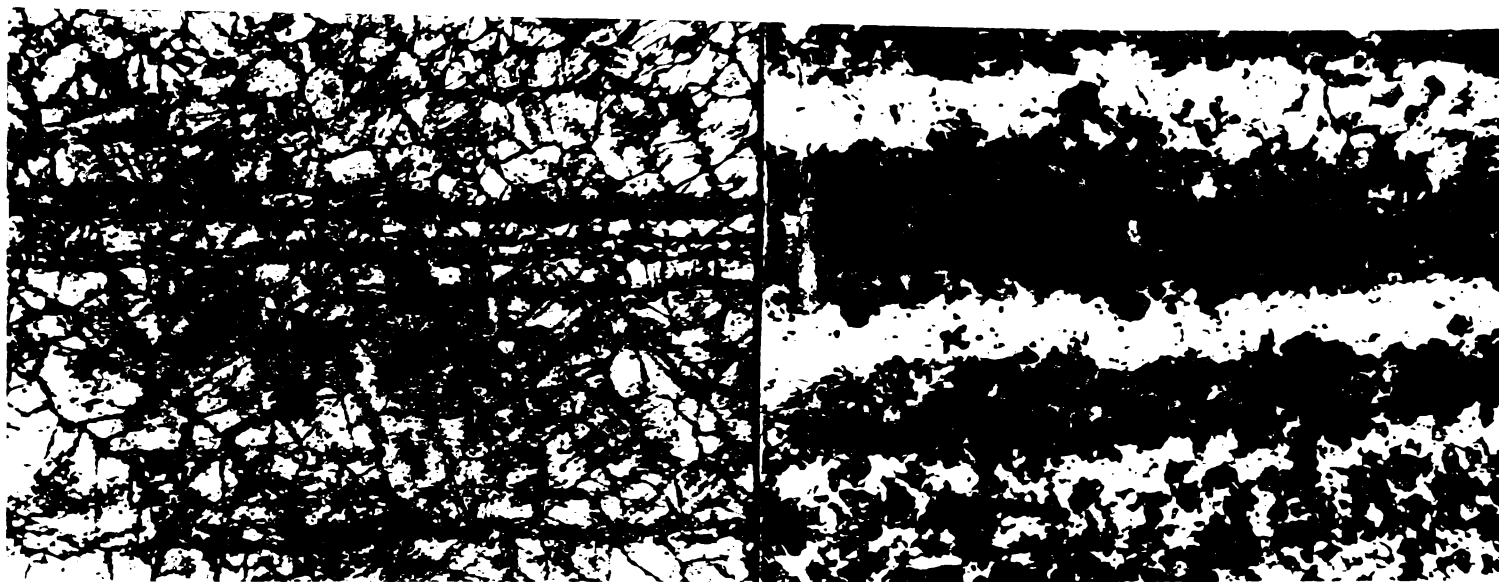


Figura 117. Structura oțelului 21.4N, x100, V2A

Figura 118. Structura oțelului 40MoCN15, x100, Nital 2%

3.9.1. Parametrii regimului de sudare a componentelor de supape s-au ales încercând aproximativ 20 regimuri. Eliminarea regimurilor necorespunzătoare s-a făcut pe baza rezistenței la tracțiune, folosind ca și criteriu, R_m sudură \geq R_m material de bază. Se recomandă următorii parametri de sudare :

- viteza de rotație 1450 rot/min ;
- presiunea de frecare 130 N/mm² ;
- presiunea de refulare 195 N/mm² ;
- timp de frecare 10,32 secunde ;
- timp de refulare 2,75 secunde .

Sudurile realizate cu regimul menționat au fost analizate din următoarele puncte de vedere :

- aspect macro-microstructural și variațiile de duritate de-a lungul zonelor sudurii ;
- rezistența la tracțiune statică ;

- rezistența la tracțiune dinamică ;
- rezistența la tracțiune la temperatura $\nu = 200^{\circ}\text{C}$.

3.9.2. Oțelurile din care sînt făcute cele două componente ale supapelor sînt diferite din punct de vedere al compoziției chimice, al structurii metalografice, al caracteristicilor mecanice și se comportă diferit din punct de vedere al deformației plastice. Oțelul 21.4E, oțel termorezistent se deformează mai greu decît oțelul 40MoCrNi5 și din acest motiv la sudare se folosește matriță de formare (figura 119) care se montează pe capătul de sudat al barei din 40MoCrNi5 pentru a împiedica deformarea excesivă a acesteia și provoacă deformarea oțelului 21.4E.

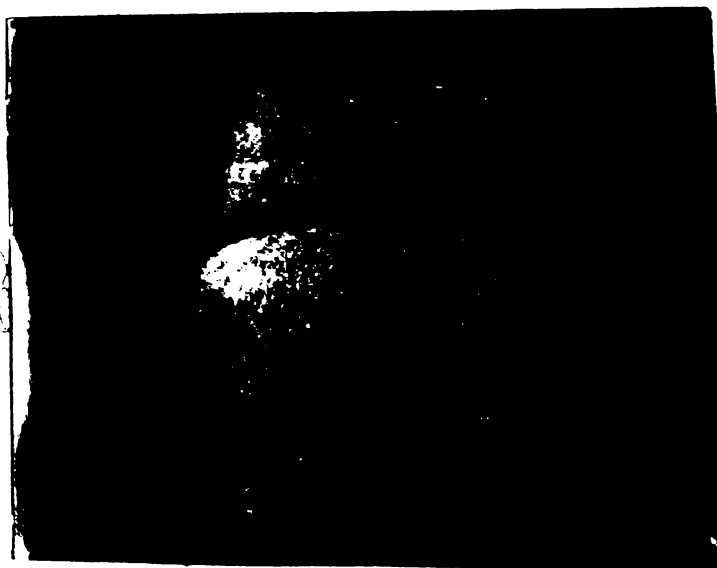
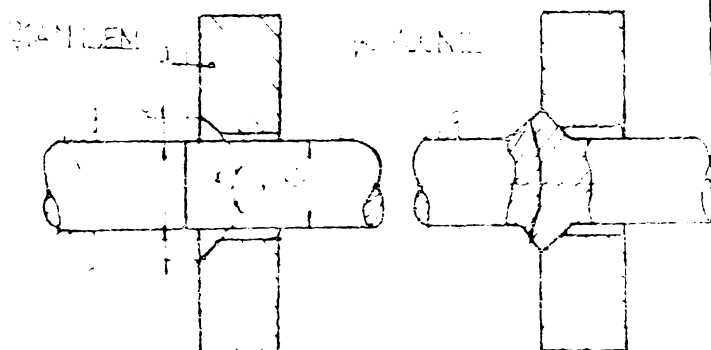


Figura 119. Matriță de formare

Figura 120. Macrostructura suprafeții sudate prin frecare

Datorită utilizării matriței de formare, la macrostructurile supapelor sudate (figura 120) suprafețele de separare între cele două materiale au o formă curbă.

Sudurile realizate au su defecte macrostructurale.

Piese sudate și netratate termic sînt fragile și dure, duritățile atîngînd 600 HV5 în zonele sudurii. Stabilirea tratamentului termic pentru piesele sudate a fost dificilă deoarece

fiecare din cele două materiale reclamă alt tratament termic. In urma experimentărilor s-a ajuns la următoarea tehnologie :

- a) Tratamentul termic complet al capului supapei :
călire + durificare
- b) Călirea cozii supapei
- c) Sudarea prin frecare a celor două componente
- d) Revenirea piesei sudate

Din punct de vedere microstructural, sudura prezintă o zonă centrală cu o structură fină formată din amestecul celor două materiale (figura 121). Modificările structurale din materialul 21.4N se caracterizează prin creșterea grăunților în zona influențată termic față de materialul de bază, iar în vecinătatea planului central al sudurii se observă o alungire a acestora în direcție perpendiculară pe axa barei (figura 122). In materialul 40MoCr15 datorită tratamentului termic de revenire aplicat pieselor sudate, în toate zonele avem o structură de revenire (perlită, bainită, cu precipitări), asemănătoare materialului de bază (figura 123).



Figura 121. Microstructura zonei centrale, x500, V2A+ Nital 2%

Figura 122. Microstructura zonei central spre ZIT, oțel 21.4N, x500

3.9.3. Incercările mecanice s-au efectuat pe epruvete standardizate prelevate din piesele sudate.

La încercarea la tracțiune statică efectuată pe cinci epruvete cu diametrul de 16 mm în zona calibrată, toate ruperile au avut loc în materialul capului supapei.

Incercarea la tracțiune dinamică s-a efectuat cu un ciocan pendul Charpy cu o energie de 300 Nm având dispozitivele de prindere adaptate pentru tracțiune dinamică. Epruvetele, cu diametrul de 6 mm în zona calibrată, s-au rupt fragil, în afara ZIT, în oțelul 21.4N, figura 125.



Figura 125. Epruvetă ruptă prin tracțiune dinamică



Figura 126. Epruvetă ruptă prin tracțiune la 200°C

Incercarea la tracțiune la cald s-a efectuat la temperatura de 200°C, apreciindu-se că ar fi temperatura maximă care se atinge în zona sudurii. Ruperile s-au produs în zona calibrată, de 10 mm diametru, a oțelului 21.4N, figura 126.

Rezultatele încercărilor mecanice, interpretate statistic cu o încredere $\gamma = 0,95$, sînt prezentate în tabelul 24.

Felul încercării	Nr epruvete	Media	Interval de încredință		P	K	Interval de toleranță	
			L	U			L	U
tracțiune statică N/mm^2	5	1232	1120	1157	0,95	5,744	946	1428
tracțiune dinamică N/mm^2	5	1108	998	1208	0,95	5,079	933	1753
tracțiune la cald N/mm^2	5	909	848	908	0,95	5,079	757	939

Tabelul 24. Rezultatele încercărilor mecanice

3.9.4. Pe baza rezultatelor obținute s-a trecut la fabricarea în țară a supapelor de motoare ALCO, eliminându-se importul acestora începând din anul 1974.

3.10. Sudarea sculelor aşchiatoare /62/

Confecționarea sculelor de tip : burghie, freze, tarozi din două părți sudate prin frecare, este aplicația cea mai răspândită la ora actuală a acestui procedeu. Până la apariția sudării prin frecare, sculele s-au sudat electric prin presiune, prin topire intermediară. Procedeu de sudare prin frecare a înlocuit sudarea electrică prin presiune datorită avantajelor tehnico-economice și anume : obținerea unor suduri calitativ superioare cu un consum energetic, de manoperă și materiale mai scăzut; creșterea productivității procesului de sudare; creșterea preciziei geometrice (coaxialității) pieselor sudate prin frecare și eliminarea aproape în întregime a rebuturilor la sudare. Totodată s-au îmbunătățit condițiile de mediu prin eliminarea degajărilor de fum, scintei, împrăscări de material incandescent.

Dintre oțelurile utilizate pentru părțile active ale sculelor s-au luat în studiu oțelurile Rp3, Rp5, W3433. Compoziția chimică și caracteristicile mecanice ale oțelurilor folosite la experimentări se prezintă în tabelul 25.

Tip otel	Compoziția chimică %										Re N/mm ²
	C	Si	Mn	Cr	Mo	N	V	S	P	-	
Rp 3	0,75	0,42	0,25	3,4	-	15,5	0,43	0,012	0,05		752
Rp 5	0,78	-	-	3,57	5,5	3,21	1,75	0,015	0,019		75
W 3433	0,87	0,34	0,31	4,13	5,13	6,01	1,8	0,018	0,018		-

Tabelul 25. Compoziția chimică și caracteristicile mecanice ale oțelurilor utilizate.

Oțelurile de scule au structura formată din perlită fină cu carburi complexe uniform distribuite (figura 127).

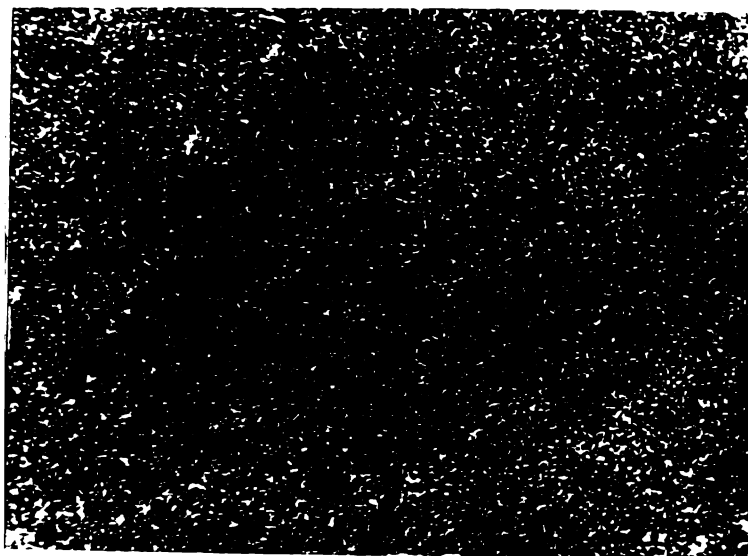


Figura 127. Microstructura oțelului Rp5, x300

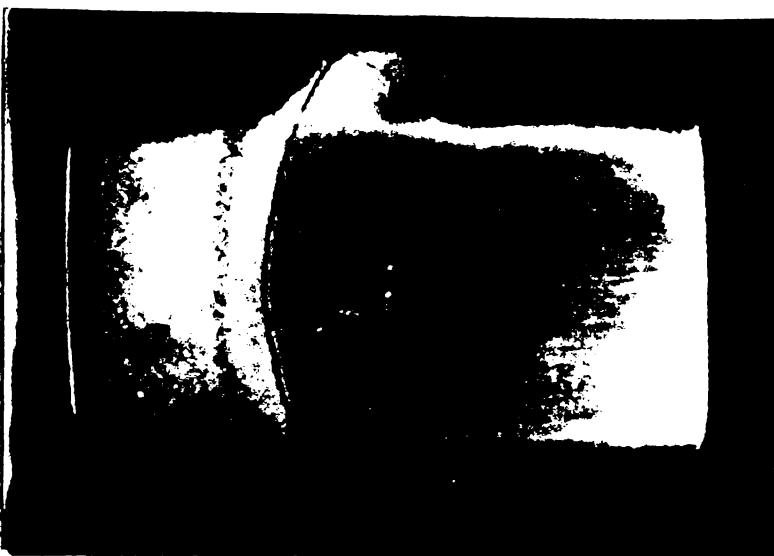


Figura 128. Macrostructura probei Rp5 + OLC45, \varnothing 16 mm

Partea de suport, respectiv coada sculei, se confecționează din oțel OLC45, oțel care a fost prezentat în subcapitolele anterioare.

3.10.1. Experimentările de sudare s-au efectuat pe semifabricate sub formă de bare de 12, 14, 16 și 22 mm diametru. Selectarea regimurilor de sudare s-a făcut pe baza rezistenței la tracțiune statică, unghiului de răsucire până la rupere și scurtării axiale. Cele mai bune rezultate s-au obținut cu regimurile prezentate în tabelul 26.

Combinatia de materiale	Diame-trul pre-selor, mm	Parametrii regimului de sudare					Scurtare axială medie
		v , rot/min	f , frec. /mm ²	p , ref. N/mm ²	t , frec. secundă	t , ref. secunde	
Rp5+OLC 45	12	1450	300	30	2,5	2,16	4,5
	16	145	250	25	2,4	2,15	5,5
Rp3+OLC 45	16	1450	250	25	2,4	2,15	6,1
	22	1450	130	130	18,55	2,15	8,1
NR133+OLC 45	14	145	250	30	4,52	2,72	5,7

Tabelul 26. Parametrii regimului de sudare a sculelor

Sudurile executate cu aceste regimuri au fost studiate din următoarele puncte de vedere :

- aspect macro-microstructural și variații de duritate de-a lungul zonelor sudurii
- rezistența la tracțiune
- rezistența la torsiune.

3.10.2. Din punct de vedere macrostructural piesele sudate nu prezintă defecte (figura 128). Suprafața de separație dintre cele două materiale are forma convexă datorită folosirii la sudare a matriței de formare la fel ca și la sudarea cupapeilor (figura 119).

Piesele sudate și netratate termic după sudare, respectiv răcite în aer, sînt extrem de dure și fragile. Prelucrarea mecanică în aceste condiții devine dificilă și piesele se rup fragil la simple lor cădere de la o anumită înălțime. În zona influențată termic a oțelului W3433 netratat termic după sudare se formează o structură poliedrică cu martensită, sustenită reziduală și carburi complexe în șiruri, (figura 129). Duritatea în această zonă atinge valori de peste 900 HVL. Din acest motiv, imediat după sudare piesele se introduc într-un cuptor încălzit la 450...500°C. După terminarea sudării unui anumit lot de piese, temperatura cuptorului se ridică la 840...850°C și se menține această temperatură 240 minute după care piesele se răcesc odată cu cuptorul.

Examinarea microscopică a pieselor sudate și recoapte evidențiază în zona centrală (figura 130) o subzonă decarbureată a materialului OLC45. Zona limitrofă se remarcă printr-o structură fină cu carburi complexe și perlită. Zona influențată termic a oțelului rapid se caracterizează prin prezența perlităi globulare fine și a carburilor complexe uniform distribuite în masa perlitică (figura 132). Zona influențată termic a oțelului OLC45 are structură formată din ferită și perlită, care datorită ciclului termic de la sudare, sînt așezate în formațiuni separate avînd numai uneori tendința de a forma o rețea de ferită în jurul unor formațiuni de perlită (figura 132).

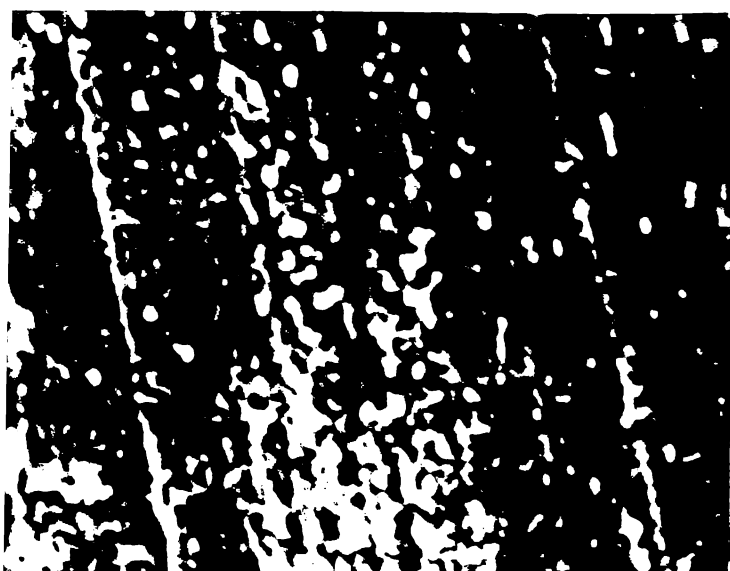


Figura 129. Microstructura ZIT, oțel W3433, netratat după sudare, x500, Nital 2%

Figura 130. Microstructura ZC, Rp5 + OLC45, recept după sudare, x300, Nital 2%

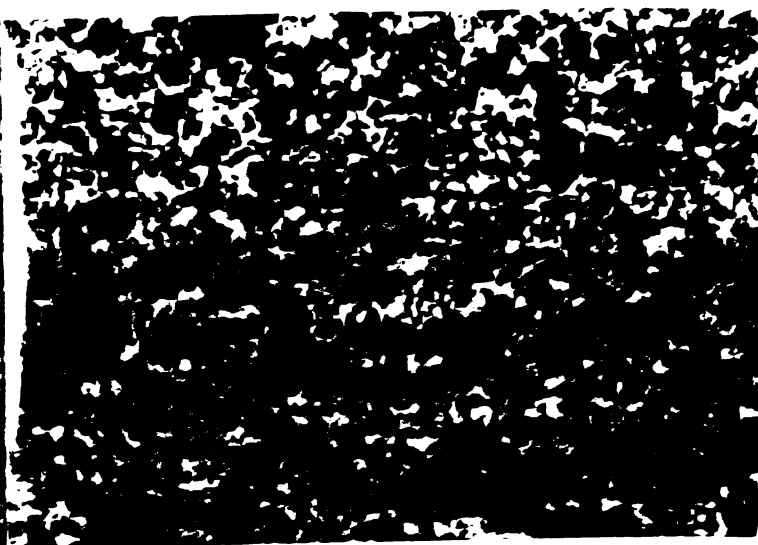
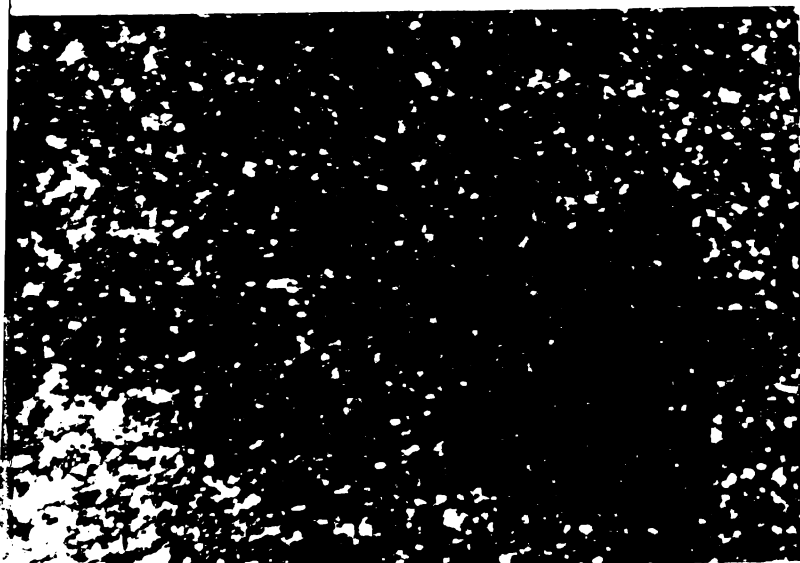


Figura 131. Microstructura ZIT, Rp5, recept după sudare, x300, Nital 2%

Figura 132. Microstructura ZIT, OLC45, recept după sudare, x300, Nital 2%

3.10.3. Tipodimensiunile de 12 și 16 mm s-au sudat comparativ prin frecare și prin topire intermediară. Rezultatele obținute se prezintă în tabelul 29.

Diametrul barelor	Criterii de comparație	Sudare prin frecare	Sudare prin topire intermediară
12 mm	Timp de sudare	9,46 secunde	36 secunde
	Extindere ZIT :		
	OLC45	8 mm	12 mm
	Rp5	4 mm	8 mm
	Duritate max. :		
	ZIT OLC45	260 HV5	220 HV5
	ZIT Rp5	360 HV5	360 HV5
	Torsiune	452°	247°
	R _m medie	673 N/mm ²	599 N/mm ²
	Structură	Ferito-perlitică fină cu carburi complexe	Necorespunzătoare având formațiuni de ledeburită
16 mm	Timp de sudare	14,60 secunde	36 secunde
	Extindere ZIT :		
	OLC45	12 mm	16 mm
	Rp3	7 mm	10 mm
	Duritate max.:		
	ZIT OLC45	240 HV5	220 HV5
	ZIT Rp3	350 HV5	340 HV5
	Torsiune	670°	263°
	R _m mediu	653 N/mm ²	632 N/mm ²
	Structura	Ferită-perlită fină cu carburi complexe	Necorespunzătoare având formațiuni de ledeburită

Tabelul 20. Date comparative ale sudării prin frecare și prin topire intermediară

Din tabel rezultă superioritatea sudurilor realizate prin frecare și anume, timpii de sudare sînt mai mici; zona influențată termic mai îngustă; unghiul de răsuflare pînă la rupere mai mare, structură corespunzătoare. La sudarea prin topire intermediară în zona centrală a sudurii apar formații de rețea ledeburitice grosolane, figura 133, care apar mai ales la supraîncălziri și sînt nedorite în sudură deoarece constituie amorsă metalurgică de fisurare fragilă.



Figura 133. Microstructura zonei centrale a sudurii realizate prin topire intermediară, $\times 300$, Nital 2%

3.10.4. Avantajele de ordin tehnic ale sudurii prin frecare se regăsesc și în cifrele de eficiență economică. Aprecierile asupra eficienței economice a procedurii s-au efectuat însă în considerare productivitatea procedurii, scurtarea piecei la sudare. Pe baza datelor oferite la I.S.Rignov s-au obținut valorile de eficiență din tabelul 25.

	ø 12mm		ø 16 mm		ø 22mm	
	STI	SF	STI	SF	STI	SF
Manopera [lei/buc]	0,0766	0,0385	0,0837	0,0504	0,109	0,0646
Consum energie [lei/buc]	0,0669	0,0090	0,072	0,0147	0,0162	0,0436
Scurtare la sudare [lei/buc]	0,0172	0,00389	0,027	0,0217	0,0489	0,018
TOTAL	0,1607	0,05739	0,1836	0,0868	0,174	0,122

Tabelul 25. Eficiență economică globală a sudurii prin frecare (SF) față de sudarea prin topire intermediară (STI)

3.11. Sudarea rotoarelor de turbină /63/

Motoarele diesel de 150 CP sînt utilizate cu turbosuflante pentru supraalimentare, fabricate la întreprinderea Hidromecanica Braşov. Aceste turbosuflante au partea de turbină (figura 134) compusă dintr-un rotor turnat din materialul turboterm W4989 şi un ax din oţel OLC45. Compoziţia chimică şi caracteristicile mecanice ale materialelor utilizate la experimentări se prezintă în tabelul 29.



Figura 134. Turbină pentru supraalimentarea motoarelor diesel



Figura 135. Microstructura materialului W4989, x100, Nital 2%

Materiale	Compoziția chimică %											Caracteristici mecanice			
	C	Mn	Si	S	P	Cr	Ni	Mo	W+ Nb	Fe	Cr	Rc ₂ N/mm ²	Rm ₂ N/mm ²	A 5 %	Z
W 4989	0,40	0,60	0,36	0,018	0,014	19,70	20	3,70	7,90	5,50	rest.	390,8	519,8	2,26	2,56
OLC 45	0,45	0,58	0,28	0,28	0,015	-	-	-	-	rest.	-	376,8	692,6	22,4	45,8

Tabelul 29. Compoziția chimică și caracteristicile mecanice ale materialelor utilizate

Examinările structurale au evidențiat pentru materialul rotorului o structură specifică aliajelor de cobalt, cu carburi speciale în masa eutectică (figura 135). Materialul cozii are o structură ferito-perlitică în rețea cunoscută (subcapitolul 3.4).

3.11.1. La experimentările de sudare efectuate pentru determinarea parametrilor optimi de sudare s-a văzut că aliajul de cobalt se deformează plastic mai greu decât oțelul OL345 și, din acest motiv, se utilizează matrița de formare (figura 119) montată pe dispozitivul de prindere al axului turbinei. Din punct de vedere al rezistenței la tracțiune și al scurtării axiale cele mai bune rezultate s-au obținut cu următorii parametri de sudare:

- viteza de rotație 1450 rot/min ;
- presiune de frecare 140 N/mm^2 ;
- presiune de refulare 250 N/mm^2 ;
- timp de frecare 23,8 secunde ;
- timp de refulare 7,16 secunde ;
- scurtare axială medie 6,3 mm .

Diametrul componentelor în zona sudurii a fost de 25 mm.

Piesele sudate au fost examinate macro-microstructural, din punct de vedere al variațiilor de duritate și încercate la tracțiune.

3.11.2. Macrostructurile rotorilor de turbină sudați prin frecare au evidențiază defecte de sudare și se aseamănă ca formă cu cele prezentate la sudarea supapelor și sculelor, zona de separație a celor două materiale are o formă concavă datorită utilizării matriței de formare.

Examinând la microscop zonele sudurii, se delimitează zona centrală, (figura 136) rezultată din amestecul celor două materiale, în care se remarcă "zone albe" specifice sudurilor realizate prin presiune la materialele bogat aliate. Zona influențată termic spre materialul rotorului W4939 formată din aglomerări de carburi speciale în masa eutectică are granulația mai mare

decît materialul de bază și grăunții orientați în direcția liniilor de curgere a materialului spre bavură (figura 137). Zone influențată termic a materialului OLC45 evidențiază o structură ferito-perlitică cu ferită aciculară în vecinătatea zonei centrale.



Figura 136. Microstructura zonei centrale a sudurii, x100, Nital 2% + V2A

Figura 137. Microstructura ZIT a materialului W4989, x100, V2A

Duritățile au valori cuprinse între 280 ... 330 HV5 în partea de rotor și 175 ... 230 HV5 înspre coada turbinei. Treccrea de la o duritate de material la alta se face prin sudură fără să se remarcă o durificare a acestora.

Rezultatele măsurătorilor de duritate și studiul microstructural ne permit să tragem concluzia că turbinele sudate prin frecare cu regimul menționat nu necesită tratament termic după sudare.

3.11.3. Piesele sudate au fost încercate la tracțiune. Ruperile s-au produs în materialul de bază, W 4989, la valori medii de 556 N/mm².

3.11.4. Realizarea rotorului de turbină din două componente a avut ca efect o economie considerabilă de aliaj de cobalt. Într-o primă variantă sudarea celor două componente s-a efectuat manual cu electrozi înveliți, tehnologie care nu a dat

satisfacție din punctul de vedere al preciziei geometrice a piesei sudate și a rezistenței sudării. Sudarea prin frecare elimină neajunsurile sudării manuale în condițiile obținerii unor importante economii de manoperă, material și energie electrică estimat pentru întreprinderea "Hidromecanica" Brașov la aproximativ 250.000 lei/an.

3.12. Sudarea carcaselor de bobine

Anumite tipuri de distribuitoare hidraulice au carcasele bobinelor compuse din trei piese : corp bucă și ștuț cu dimensiunile și forma ca în figura 133. S-a pus problema sudării prin frecare a celor trei componente, dintre care corpul și ștuțul confecționate dintr-un material cu foarte bune proprietăți magnetice, iar buca intermediară dintr-un material nemagnetic.

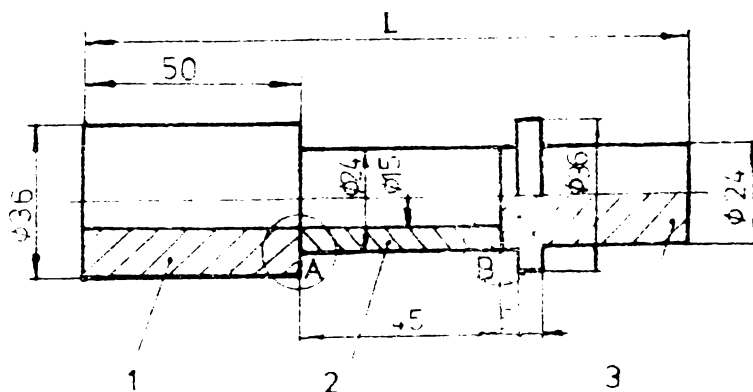


Figura 133. Componente de carcase bobine

S-au încercat următoarele trei combinații :

- 1) fier armco (corp) + BzAl10 (bucă) + fier armco (ștuț)
- 2) fier armco (corp) + Aluminiu (bucă) + fier armco (ștuț)
- 3) fier armco (corp) + oțel 7TNC130 (bucă) + fier armco (ștuț)

Piesele sudate în cele trei combinații au fost încercate la tracțiune. Cele mai bune rezultate s-au obținut la combinația 3), respectiv fier armco + oțel inoxidabil.

Compoziția chimică a celor două materiale se prezintă în tabelul 30.

Tip material	Compozitia chimica (%)						
	C	Mn	Si	P	S	Ni	Cr
otel inoxidabil 7TNC 180	0,08	1,71	0,59	0,029	urme	8,92	17,73
fier armco	0,12	1,09	0,08	0,079	0,191		

Tabelul 30.

Din punct de vedere structural materialul de bază magnetic, fierul armco, prezintă o structură din perlită și ferită în benzi iar oțelul inoxidabil o structură austenitică cu năcle și carburi complexe.

3.12.1. La stabilirea parametrilor regimului de sudare s-a observat că cele două suduri A și B (figura 133) nu se pot realiza cu aceeași parametri deoarece componentele din fier armco au forme și secțiuni diferite în zonele de sudat, ceea ce implică condiții de încălzire diferite. Parametrii regimului de sudare sînt prezentați în tabelul 31. Cele două regimuri diferă între ele prin faptul că sudura A necesită timp de frezare mai lung decît sudura B.

	Parametrii regimului de sudare					Scurtarea axiala medie mm
	n rot/min	P _{frec} N/mm ²	P _{ref} N/mm ²	t _{frec} secunde	t _{ref} secunde	
Sudura A	1450	54,5	109	4,52	4,86	3,81
Sudura B	1450	54,5	109	3,22	4,86	3,70

Tabelul 31.

3.1.2.2. Cu aceste regimuri s-au obținut suduri fără defecte macro sau microstructurale. În figura 139 se prezintă macrostructura pieselor sudate. Din puncte de vedere microstructural în sudură se observă o zonă centrală, figura 140, formată din amestecul celor două materiale și de ambele părți zona influențată termic. Spre fierul armo structura este perlitoferitică de granulație mai fină decât în materialul de bază iar spre oțelul inoxidabil structura este austenitică cu ferită finisată și carburi complexe.



Figura 139. Macrostructura pieselor sudate.



Figura 140. Microstructura 2 C, x100, Nital 2%

De-a lungul zonelor sudurii, duritatea maximă în ZIT-ul oțelului inoxidabil nu depășește 270 HVO,1 și nu se realizează treceri bruște de la o valoare la alta a durității. Examinarea microstructurală și măsurătorile de duritate nu reclamă necesitatea unui tratament termic după sudare.

3.12.3. Piesele sudate au fost încercate la tracțiune. Ruperile s-au produs în materialul ștuțului (fier arde) în apropierea ZIT fenomen favorizat și de configurația piesei. Valorile de rupere au fost 350 N/mm^2 ; 335 N/mm^2 și 373 N/mm^2 ; valori ce s-au considerat satisfăcătoare față de solicitările la care sînt supuse carcasele de bobină.

3.13. Probleme de tratament termic al pieselor sudate

Exemplele prezentate în cele 12 subcapitole anterioare, acoperă o gamă mare de oțeluri utilizate ca materiale de bază ale componentelor de sudat. Rezultatele obținute permit concluzia că la sudare prin frecare a oțelurilor, de la oțelurile nealiate cu conținut scăzut în carbon pînă la oțelurile bogat aliate, indiferent de combinația utilizată, se pot obține suduri de calitate cu însușiri comparabile cu ale materialelor de bază.

După cum s-a văzut la sudarea componentelor din oțeluri nealiate cu conținutul în carbon pînă la 0,45% (3.1 și 3.2), piesele sudate nu necesită tratament termic deoarece în sudură nu apar constituenți duri sau fragili, duritățile nedeșășind 350 HV5. Odată cu creșterea conținutului în carbon, obținerea unor suduri prin frecare corespunzătoare din punct de vedere structural este condiționată de omogenitatea structurală a materialului de bază. Astfel, la sudarea componentelor din OLC45 (subcapitolul 3.3) cele mai bune rezultate s-au obținut în cazul în care materialul de bază a avut o structură ferito-perlitică omogenă, caz în care, nu a fost nevoie de tratament termic după sudare.

La sudarea componentelor a căror materiale de bază au conținutul în carbon $> 0,45\%$ (subcapitolul 3.4) sau conțin elemente de aliere (subcapitolele 3.6, 3.7, 3.8) ciclurile termice de la sudare provoacă apariția în zonele sudurii a unor constituenți structurali duri și fragili de tip martensitic sau bainitic cu durități mai mari de 350 HV5. În aceste cazuri, după sudare, se recomandă aplicarea unui tratament termic.

Tratamentul termic aplicat pieselor sudate este în funcție de gradul de aliere, respectiv tipul oțelului (de îmbunătățire, de scule, termorezistent etc.) și de necesitățile tehnologice de fabricare a piesei respective. Astfel, spre exemplu, o piesă sudată care are ca material de bază un oțel de îmbunătățire poate fi normalizată dacă după sudare urmează prelucrări mecanice sau poate fi îmbunătățită dacă după sudare nu mai sînt necesare prelucrări mecanice. De asemenea, tratamentul termic de îmbunătățire poate fi aplicat complet după sudare sau se poate intercala cu procesul de sudare, după schema călire - sudare - revenire.

Problema tratamentului termic este mai dificilă în cazul sudării a două oțeluri care diferă unul față de celălalt din punct de vedere al compoziției chimice, structuri metalografice și proprietăților mecanice cum a fost de exemplu cazul sudării supapelor de motoare diesel (subcapitolul 3.9). Astfel, dacă s-ar fi utilizat pentru piesa sudată un tratament termic adecvat oțelului cozii supapei 40MoCN15 nu s-ar fi asigurat proprietățile necesare capului supapei realizat din oțelul sustenitic termorezistent 21.4N, iar dacă s-ar fi utilizat pentru piesa sudată tratamentul termic potrivit oțelului 21.4N s-ar fi produs arderea oțelului 40MoCN15. În acest caz s-a recomandat intercalarea procesului de sudare cu tratamentul termic respectiv tratarea completă a corpului supapei - călirea cozii supapei - sudarea celor două componente - revenirea piesei sudate. Justețea acestei combinații a fost confirmată de analizele macro și microstructurale, măsurătorile de duritate și rezultatele încercărilor mecanice.

Oțelurile de scule după sudare prin frecare necesită un tratament termic de recoscare, deoarece duritatea în zona sudurii poate atinge valori de 900 HV5.

3.14. Încercările mecanice ale pieselor sudate prin frecare

În cadrul celor 12 exemple de aplicații ale procedurii de sudare prin frecare, prezentate în acest capitol, piesele sudate au fost supuse la o mulțime de încercări mecanice. Aceste

încercări au fost fie încercări "clasice" : tracțiune, îndoire, torsiune, oboseală fie specifice unor piese, ca de exemplu, încercarea cu cală înclinată sub cap respectiv încercarea tenacității capului la șuruburile de păsuire sau încercare la apăsare a axelor cardanice etc. De asemenea aceste încercări s-au efectuat fie pe epruvete standardizate prelevate din piesele sudate fie pe piese sudate, debavurate sau nedebavurate.

In toate cazurile, ruperile s-au produs în materialele de bază, atestând astfel calitatea sudurilor obținute cu regimurile recomandate.

4. SUDAREA PRIN FRECARÈ CU MATERIAL DE ADAOS

4.1. Extinderea domeniului de aplicare a procedurii de sudare prin frecare

Procedura de sudare prin frecare are o mulțime de variante, în funcție de modul cum este dezvoltată energia cinetică de frecare /64/. La variantele care se aplică industrial pînă la ora actuală, una din componentele de sudat este antrenată în mișcare de rotație, ceea ce limitează aplicarea procedurii din următoarele motive:

- lungimea componentei rotitoare nu poate depăși 500 mm din cauza posibilității de strîngere și antrenare în mișcare de rotație ;

- la sudarea a două componente cu contur diferit de cel circular, oprirea componentei rotitoare pe conturul componentei fixe (latură pe latură) se realizează cu dispozitive electronice și mecanice complicate și din acest motiv nu s-a extins industrial.

Pentru a depăși aceste limite s-au dezvoltat variante ale procedurii bazate pe scheme prezentată principal în figura 141.

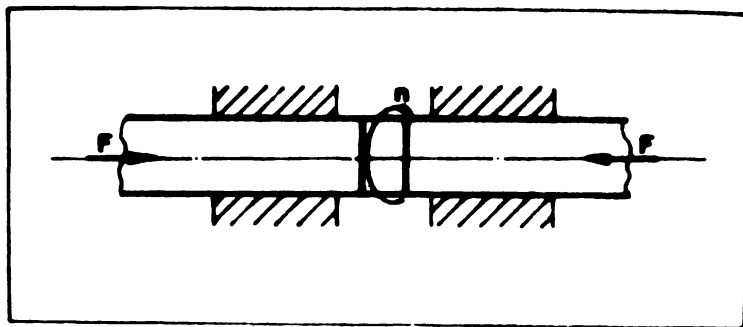


Figura 141. Schemă de principiu

Componentele de sudat, prinse în dispozitive adecvate, efectuează o mișcare de apropiere sub efectul forțelor de apăsare axială și între ele se rotește o piesă intermediară realizând astfel încălzirea capetelor în vederea sudării lor. Schema din figura 141 este cunoscută teoretic de mult timp dar punerea în aplicare, respectiv conceperea unui echipament adecvat s-a dovedit a fi dificilă.

În funcție de materialele care se sudează, de modul în care s-au conceput echipamentele de sudat, se cunosc următoarele trei variante ale procedurii :

- 4.1.1. - sudarea prin frecare indirectă /65/,
- 4.1.2. - sudarea prin frecare radială /66/,
- 4.1.3. - sudarea prin frecare cu material de adeziv /67/

4.1.1. Procedura este denumită indirect, deoarece generarea căldurii este realizată de un element separat, de un disc care se rotește între componentele de sudat. Discul se rotește până când se atinge temperatura necesară sudării, după care este îndepărtat, iar componentele sunt refulate împreună. Metoda a fost studiată și experimentată de specialiștii de la ZIS Halle (RDG) pentru sudarea barelor și țevilor de material plastic /41/. Discul se rotește între componentele de sudat până când se atinge temperatura de 220 ... 250°C după care se îndepărtează și urmează refularea. Prin acest procedeu se asigură sudurii o rezistență la tracțiune de 0,9 ... 1 din valoarea materialului de bază, iar rezistența la oboseală este apropiată de cea a materialului de bază.

4.1.2. Sudarea prin frecare radială, concepută și realizată din anul 1975, la Institutul de sudură din Londra, este prezentată schematic în figura 142.

Doi țevi cu capetele tăgite conic sunt apropiate și prinse în dispozitive care nu permit rotirea sau deplasarea lor axială. În zona sudurii, în interiorul țevilor, se localizează un dorn care susține pereții pentru a nu fi deformați și totodată împiedică formarea bavurii interioare în timpul procesului de

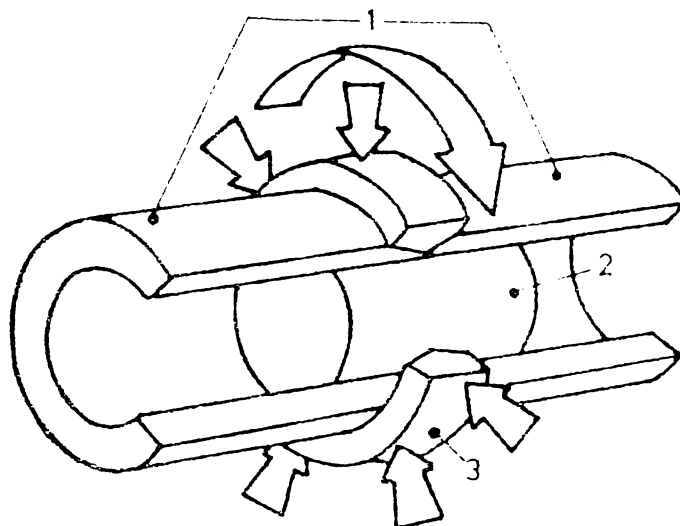


Figura 142. Schema de principiu a sudării prin frecare radiale:
1 componente de sudat (țevi) ; 2 dorn de susținere;
3 inel rigid comprimat și antrenat în rotație

sudare. Un inel solid din material compatibil cu materialul de bază este poziționat în deschizătura capetelor prelucrate ale țevilor de sudat. Inelul are unghiul la vîrf mai ascuțit decît teșitura țevilor pentru a promova curgerea metalului de la baza sudurii precum și pentru a reduce vîrfurile inițiale ale momentului de torsiune. Pentru a genera condițiile termomecanice necesare sudării inelul este rotit și în același timp supus unei compresiuni radiale uniforme. La terminarea etapei de încălzire prin frecare, rotația inelului este oprită în timp ce înălcarea radială de compresiune se menține sau chiar crește pentru a consolida sudura.

4.1.3. Sudarea prin frecare cu material de adeos

Sudarea prin frecare cu material de adeos a fost promovată la ISIM Timișoara începînd cu anul 1975 cînd, pe o mașină de sudat prin frecare convențională s-a adaptat un dispozitiv care a permis realizarea sudurilor prin rotația unor piese

intermediare între două componente apăsate axial una spre cealaltă. Schema de principiu a variantei utilizate se prezintă în figura 143.

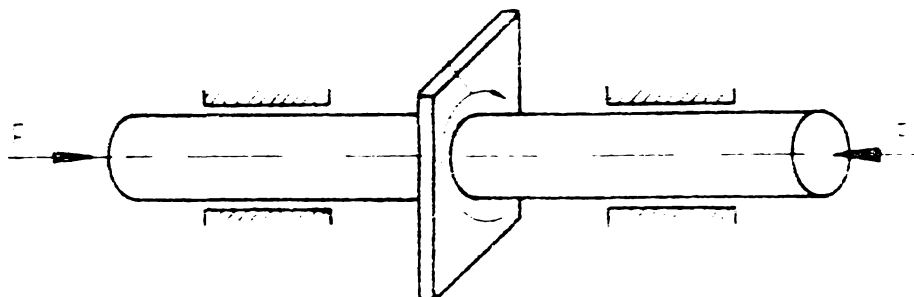


Figura 143. Schema de principiu a sudurii cu material de adeziv.

Materialul de adeziv are forma de plăcuță. Grosimea plăcuțelor depinde de secțiunea componentelor de sudat. Conturul plăcuței poate avea orice formă ; s-a preferat unul poligonal (pătrat) deoarece acest contur nu necesită mecanisme de strângere în interiorul dispozitivului de rotire, antrenarea plăcuței putând fi făcută prin laturile conturului. Materialul plăcuței se preferă a fi similar cu cel al materialului de bază deoarece o parte din acest material participă la formarea sudurii.

Materialul de adeziv este rotit între cele două componente apăsate una spre cealaltă până când se creează condițiile termomecanice necesare formării sudurii respectiv plastifierea materialului capetelor componentelor ; urmează frinarea materialului de adeziv și refularea componentelor. Ciclul de sudare este identic cu cel descris în capitolul 1, corespunde sudurii prin frecare convențională și cuprinde cele trei etape cunoscute : etapa de încălzire prin frecare, etapa de frinare și etapa de refulare.

4.2. Sudarea prin frecare radială

Sudarea prin frecare radială, prezentată principial la punctul 4.1.2, devine fezabilă dacă sînt rezolvate următoarele trei condiții :

1 - conceperea unei metode de aplicare uniformă a compresiunii radiale pe inelul de sudat care să nu provoace distrugerea lui ;

2 - conceperea dispozitivului de rotire și aplicare a compresiunii radiale ;

3 - utilizarea unui material corespunzător, respectiv rezistent la temperaturi ridicate și cu conductivitate termică redusă, pentru fabricarea dormului - suport al sudurii.

4.2.1. Echipamentul experimental

Experimentările de sudare au fost inițiate pe o mașină de sudat prin frecare convențională adaptată corespunzător. Compresiunea radială uniformă s-a realizat prin apăsarea unui inel conic prelucrat ca în figura 144.a într-o carcasă cu o conicitate interioară potrivită.

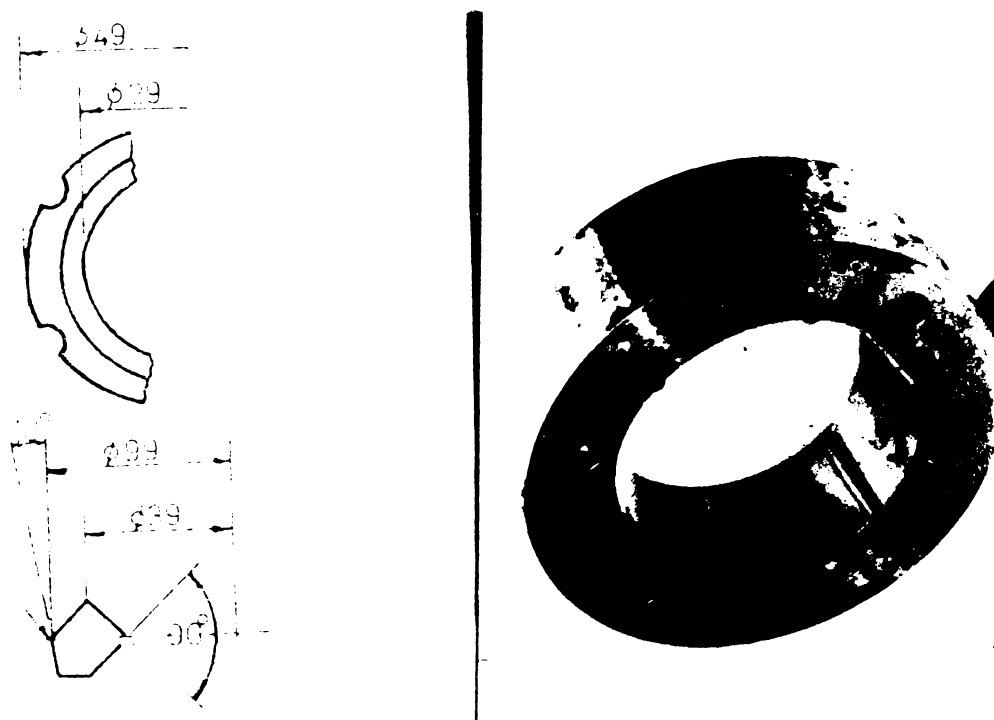


Figure 144. Forma și dimensiunile subansamblului rotitor :
a) inel conic; b) carcasă de comprimare și rotire

Experimental s-a constatat că la o forță axială de 100 kN se poate obține o compresiune la rece prin care diametrul interior al găurii se reduce cu 5,5 mm.

Dispozitivului i s-au recunoscut următoarele dezavantaje :

1 - Necesitatea mișcării axiale a inelului față de carcasă pentru realizarea compresiunii radiale.

2 - Necesitatea prelucrării canelurilor pe inel și carcasă.

3 - Forma geometrică complicată a inelului.

Pentru depășirea acestor dezavantaje s-a conceput și realizat un dispozitiv multibac la care compresiunea radială uniformă și antrenarea în rotație a inelului intermediar se realizează prin 12 bacuri prevăzute cu o dantură corespunzătoare. La acest dispozitiv sudarea se poate realiza cu inele intermediare de formă simplă, figura 145.

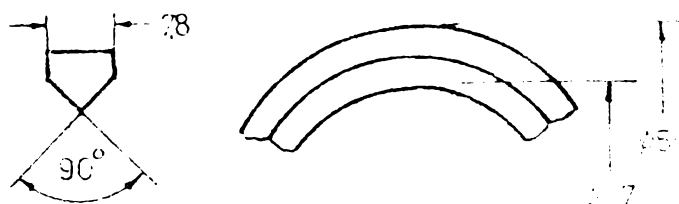


Figura 145. Forma inelului corespunzătoare dispozitivului multibac.

Ambele dispozitive s-au experimentat pe o mașină de sudat prin frecare cu forța axială de 110 kN dotată cu un motor electric de antrenare de 15 kW.

Pornind de la rezultatele promițătoare obținute de la cele două dispozitive s-a realizat prototipul unei mașini de sudat prin frecare radiale destinată cercetării geometriei inelului și țevilor, parametrilor de sudare și proprietăților statice și dinamice al sudurilor țevilor cu diametrul exterior de 50 mm și grosime de perete de 6 mm.

De asemenea, s-a realizat un dispozitiv care poate suda țevi de 110 mm diametrul exterior și 10 mm grosime. Pentru compresiunea inelului s-a utilizat o forță axială de 1000 kN și pentru antrenarea lui o putere de 270 kW.

4.2.2. Experimentări de sudare

4.2.2.1. În cazul dispozitivului inel-carcesă conică la experimentări s-au utilizat țevi din oțel nealiat cu conținut scăzut în carbon de dimensiunile 33 x 25 mm și inelul de formă și dimensiunile din figura 144.

Cu dispozitivul multibac s-au sudat țevi de dimensiunile 33 x 25 mm folosind ca piese intermediare inele de formă și dimensiunile prezentate în figura 145.

Tevele au fost prelucrate în capete la un unghi de $100 \dots 110^\circ$ și un unghi de $0,4 \dots 1,5$ mm.

În etapa de încălzire prin frecare carcasa conică se deplasează față de inelul conic cu o viteză constantă ; durata încălzirii prin frecare fiind determinată de o anumită deplasare axială prestabilită. În timpul experimentărilor forța de compresiune radială a rămas constantă în timpul frînării și refulării. Inelul intermediar s-a rotit cu o turație de 2190 rot/min ; la această turație nu au apărut vibrații radiale care să influențeze negativ procesul de sudare.

Inițial, dornul suport al zonei sudurii s-a executat din oțel inoxidabil dar nu a dat satisfacție deoarece s-a deformat împreună cu țevile de sudat. Dintre materialele încercate cel mai bine s-a comportat un aliaj de Ni turnat PK 24 folosit la turbine.

În timpul desfășurării procesului de sudare s-a înregistrat variația în timp a momentului de torsiune, forței și deplasării axiale obținându-se diagramele din figura 146.

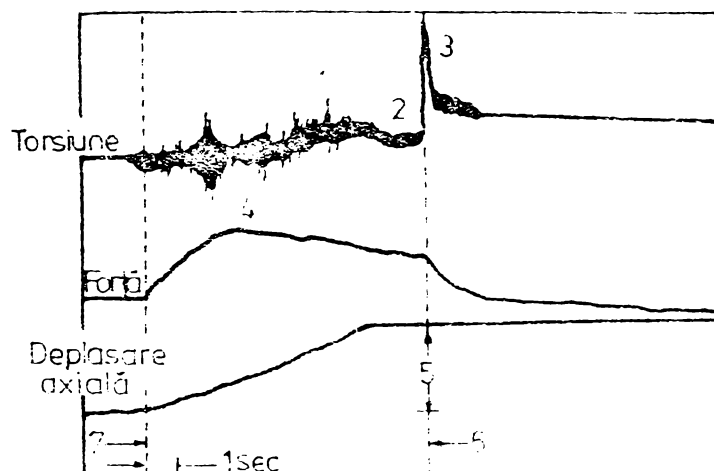


Figura 146. Variația în timp a momentului de torsiune, forței și deplasării axiale. 1 - vîrf inițial 110 Nm ; 2 - moment de echilibru 30 Nm ; moment final 280 Nm ; 4 - forța maximă 37 kN ; 5 - deformare plastică 9 mm ; 6 - sfîrșitul sudurii ; 7 - începutul sudurii.

Prin aplicarea forței axiale crescătoare asupra inelului rece (la temperatura mediului ambiant), acestea se comprimă radial acționînd asupra capetelor țevilor. La sudare, forța necesară comprimării inelului descrește în timp datorită încălzirii acestuia ca urmare a desfășurării procesului de încălzire prin frecare. Nivelele maxime ale forțelor au variat între 32 - 62 kN reflectînd diferențele între caracteristicile de generare a căldurii de la sudură la alta. Nivelul de 62 kN este substanțial mai mic decît 100 kN necesare compresiunii la rece a inelului intermediar. În momentul contactului, momentul de torsiune crește spre un vîrf inițial apoi scade spre o valoare medie, de echilibru, care se menține pînă la sfîrșitul etapei de încălzire cînd crește spre un maxim în timpul frînării inelului intermediar.

Mișcarea axială a inelului în conicitate este relativ liniară în timpul comprimării inelului la rece cît și în timpul sudării. La o viteză de deplasare axială de 0,6 ... 1,5 mm/secundă corespunde o viteză de deformare plastică radială de 0,1 ... 0,25

mm/secundă. Această viteză de deplasare este mai mică decât cea cu care se lucrează în mod obișnuit la sudarea prin frecare convențională, clasică, la sudarea oțelurilor nealiate cu conținut scăzut în carbon. Pentru obținerea unor viteze mai mari s-a preconizat conceperea unor echipamente mai robuste care să permită obținerea unor viteze mai mari de deformare.

Tevile sudate au fost solicitate la o presiune internă de 550 bar. Pentru a provoca ruperea țevilor la această presiune s-a redus prin aşchiere grosimea pereților cu 2 mm. Fisurile care s-au produs, figura 147, s-au localizat în materialul de bază departe de zona sudurii.

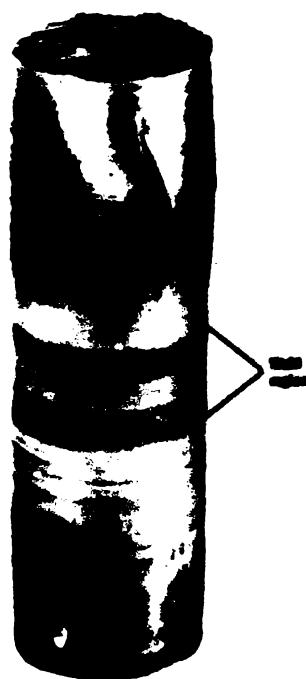


Figura 147. Teava sudată radial prin frecare supusă la presiune internă de 550 bar

Sudurile realizate au fost încercate la îndoire. Pentru aceasta s-au prelevat epruvete sub formă de segmente longitudinale de 6 mm lățime. Îndoirea s-a executat cu dornuri de diametrul $2t$ (t = grosimea țevii) urmărindu-se determinarea plasticității sudurii din exteriorul respectiv interiorul țevii. Unghiul maxim de îndoire până la apariția fisurilor a avut valori cuprinse între 5 și 45° . S-a observat că una din suprafețele intermediare ale sudurii a prezentat o zonă oxidată albastruie

ceea ce sugerează că trebuie îmbunătățită curgerea de metal în timpul procesului de sudare.

În cadrul experimentărilor s-au sudat țevi pregătite cu unghiul de deschidere de 100° (față de 110°) fără a se observa modificări în comportarea sudurilor. De asemenea s-au efectuat suduri modificând turația la 1460 rot/min respectiv la 975 rot/min și utilizând diverse caracteristici de frînare și s-a constatat că modificarea acestor parametri nu a influențat semnificativ aspectul sudurilor din punct de vedere macrostructural și nici caracteristicile lor mecanice.

S-a observat că lăsarea unui rost între capetele țevilor de aproximativ 0,8 mm influențează negativ pătrunderea sudurii pe toată grosimea țevilor iar în zonele periferice s-au depistat defecte de "lipsă de legătură". Defectele constatate s-au atribuit comprimării radiale insuficiente a inelului conic și curgerii limitate de metal în timpul sudării.

4.2.2.2. Sudarea țevilor cu dispozitivul multibac a evidențiat realizarea unor deformări compresive uniforme a inelurilor intermediare iar pregătirea unor șanțulețe în capetele bacurilor a avut ca efect o bună transmitere a puterii fără prezența alunecărilor. În figura 148.a se prezintă aspectul inelului sudat pe care sînt vizibile creștăturile de pe suprafața externă și bavura sub formă de colier rezultată din curgerea metalului dintre suprafețele în frecare.

Examinarea macroscopică, figura 148.b a zonei sudurii relevă o suprafață intermediară fără defecte spre exteriorul țevilor și cu incluziuni de oxizi spre baza sudurii.

4.2.2.3. S-au sudat țevi cu diametrul de 50 mm și grosimea peretelui de 6 mm și țevi cu diametrul de 110 mm și grosimea peretelui de 10 mm, figura 149, cu prototipul unei mașini concepute după principiul sudării prin frecare radiale. Examinarea macro- și microstructurală a evidențiat o sudură fără defecte macrostructurale și microstructurale fiind lipsită de constituenți fragili și de granulație mare.



Figura 148. Teava sudată radial cu dispozitiv multibac : a) aspectul exterior al sudurii ; b) aspectul macrostructural

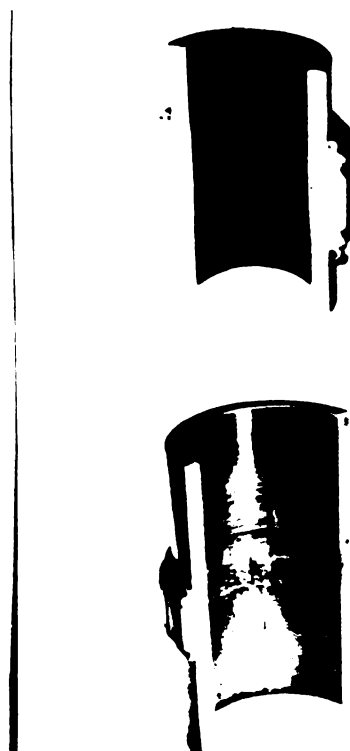


Figura 149. Secțiuni prin țevi sudate radial prin frecare : a) țevă \varnothing 50x6 mm ; țevă \varnothing 110x10 mm.

Din figura 149 se observă că după sudare nu s-a format o osură interioară. Interiorul țevelor a fost susținut de un cop segmentat care are o suprafață rigidă de sprijin și este prevăzut cu găuri radiale fine.

Sudurile realizate s-au încercat la îndoire obținându-se unghiuri de îndoire mai mari de 90° fără apariția fisurilor.

Încercarea la tracțiune s-a efectuat pe țevi sudate și debavurate. Rezultatele au arătat o creștere a rezistenței sudurii comparativ cu țevile sudate cu arcul electric.

În urma încercării de reziliență, pe epruvete Charpy V prelevate din suduri, s-au obținut valori medii ale energiei de rupere de 71 J la temperatura de -10°C .

4.2.3. Perspectivele dezvoltării sudării prin frecare radiale

Realizarea prototipului mașinii de sudat prin frecare radială și rezultatele experimentale obținute au demonstrat că sudarea prin frecare radială poate produce suduri cu caracteristici mecanice ridicate și fără defecte macro și microstructurale în special la sudarea țevilor din oțel. Autorii lucrării /66/ prognozează extinderea sudării prin frecare radiale în următoarele domenii :

a) Sudarea țevilor de foraj marin. Sudarea prin frecare radială menține avantajele sudării prin frecare convenționale privind timpul scurt de sudare, productivitatea ridicată, reproductibilitatea parametrilor de sudare. Spre deosebire de sudarea cu arcul electric procesul de sudare este mai puțin influențat de condițiile climatice nefavorabile și datorită faptului că sudura se poate realiza în plan orizontal și vertical operațiile de sudare a țevilor de foraj se pot efectua chiar pe platformele marine de foraj. Calitatea sudurilor poate fi verificată ultrasonic sau printr-o metodă de control activ al parametrilor regimului de sudare.

De asemenea o mașină de sudat prin frecare radială poate fi exploatată avantajos din punct de vedere economic dacă este montată în halele de fabricație a țevilor de foraj la capătul liniilor de fabricație.

b) Sudarea șaburilor și bușelor pe bare. În componența diverselor montaje sînt necesari arbori cu secțiunea în trepte care de obicei se prelucrează din bare plane sau se forjează, ceea ce necesită un volum mare de muncă. Cu ajutorul sudării prin frecare radiale se pot obține suduri de formă prezentată în figura 150 care după sudare necesită doar o aşchiere pentru a obține forma geometrică dorită. Această soluție oferă posibilitatea obținerii unor bușe cu proprietăți diferite de ale materialului axului pe care se sudează.

e) Sudarea inelelor sau gaibelor în interiorul corpurilor cilindrice. Dacă în locul dispozitivului de compresiune radială se utilizează un dispozitiv care provoacă o dilatație radială uniformă a unui inel, se pot suda în interiorul corpurilor cilindrice inele cu proprietăți identice sau diferite de cele ale materialelor corpurilor cilindrice, figura 151.

0 10mm 20 30 40

w

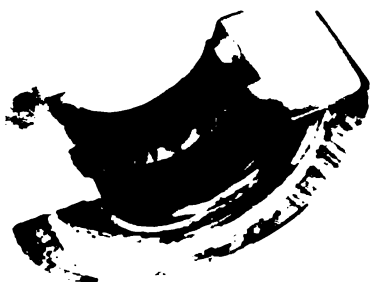


Figura 150. Buză sudată prin frecare, radială pe un ax



Figura 151. Inele sudate prin frecare radială în interiorul țevilor

d) Repararea țevilor de foraj defecte.

4.3. Sudarea prin frecare cu material de adeziv

Sudarea prin frecare cu material de adeziv se deosebește de sudarea prin frecare indirectă prin faptul că plesă intermediară nu numai că încălzește capetele componentelor de sudat dar și poate participa la formarea sudurii. Aceasta are avantajul că impuritățile care se găsesc în capetele componentelor sunt eliminate din sudură, în băvură, prin procesul de curgere a materialului plastifiat și capetele componentelor nefiind în contact cu

atmosfera în sudură nu apar fenomene de oxidare. Din acest motiv sudarea prin frecare cu material de adeos se poate aplica la toate materialele și combinațiile de materiale la care se aplică sudarea prin frecare clasică, convențională sau prin inerție.

Sudarea prin frecare cu material de adeos se deosebește de sudarea prin frecare radială prin faptul că procesul de sudare cuprinde întreaga suprafață a capetelor componentelor de sudat și piese intermediară - materialul de adeos - nu trebuie comprimat sau dilatat radial în vederea sudării celor două componente, ceea ce simplifică considerabil echipamentul de sudare adecvat. Se consideră că principalul avantaj al variantei propuse este posibilitatea sudării unor componente de orice lungime și cu secțiuni de formă diferită de cea circulară (pătrat, hexagon sau de orice formă care asigură o anumită rigiditate). Bazat pe schema de principiu prezentată în figura 143 se pot realiza următoarele tipuri de suduri :

- a) bare rotunde de lungimi mari, figura 152.a
- b) țevi rotunde de lungimi mari, figura 152.b
- c) bare profilate : pătrate, hexagoane etc. de lungimi mari, figura 152.c
- d) țevi profilate: pătrate, dreptunghiulare de lungimi mari, figura 152.d
- e) componente de forme speciale, figura 152.e.

La sudarea țevelor, figura 152.b, obturarea de către plăcuțe intermediară a interiorului țevii respectiv formarea bavurii interioare se pot evita prin utilizarea unor plăcuțe intermediare decupate central conform diametrului găurii și a unor dornuri plasate interior în zona de sudare care împiedică formarea bavurii interioare.

Pentru tipurile de suduri, 152.c,d,e s-a acordat de către OSIM București brevetul nr.72723 pentru invenția cu titlul "Procedeu de sudare a barelor profilate".

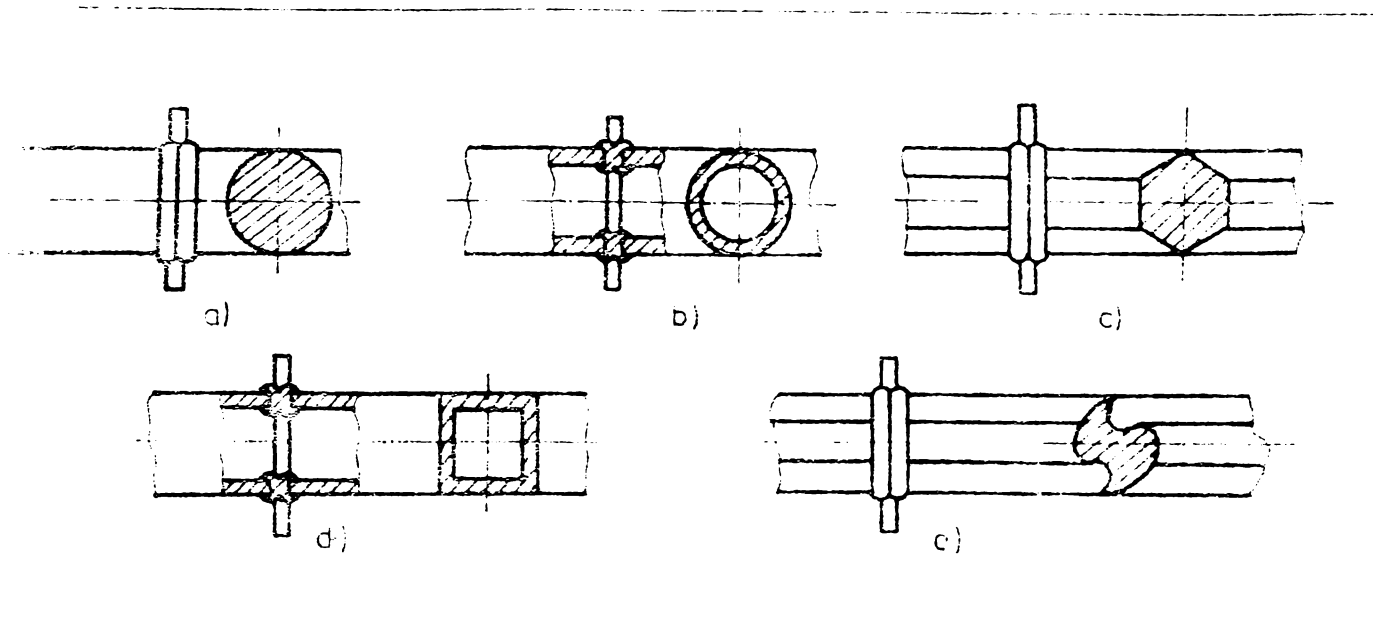


Figura 152. Tipuri de suduri ce pot fi obținute cu material de adeos sub formă de plăcuță

Comparativ cu sudarea prin frecare clasică, convențională sau inertială, și cu celelalte două variante ale sudării prin frecare cu piesă intermediară, sudării prin frecare cu material de adeos i se pot recunoaște următoarele avantaje :

- se pot suda componente cu secțiuni de forme diferite de cea circulară ;
- se pot suda componente de orice lungime și toată gama de materiale ce pot fi sudate clasic prin frecare ;
- sudura se realizează pe întreaga suprafață a componentelor de sudat ;
- nu necesită prelucrarea capetelor componentelor ;
- piesa intermediară are formă simplă și nu necesită prelucrări mecanice complicate fiind debitată din table laminate ;
- nu necesită dispozitive complicate de comprimare sau dilatare a piesei intermediare ;
- antrenarea în mișcare de rotație se face prin conturul plăcuței și nu necesită dispozitive complicate ;
- constructiv, mașinile de sudat prin frecare cu material de adeos sînt mai simple decît cele clasice deoarece nu au nevoie de dispozitive care să preia eforturile axiale considerabile ;

- posibilitatea sudării unor materiale considerate incompatibile cum ar fi aliajele de zirconiu cu unele oțeluri inoxidabile sau unele aliaje de aluminiu cu unele oțeluri. Pentru a le suda se alege în mod corespunzător materialul de adaos ca și material tampon, spre exemplu, aluminiu pur pentru sudarea unor aliaje de aluminiu cu oțeluri.

4.3.1. Echipamentul de sudat realizat

Cu echipamentele de sudat prin frecare existente se pot realiza suduri la care cel puțin una din piese este de revoluție și poate fi antrenată în mișcare de rotație. Piesa care este antrenată în mișcare de rotație este limitată în lungime de către dispozitivul de prindere al acesteia. De la aceste considerente a pornit ideea de a se concepe o mașină de sudat prin frecare cu material de adaos bazat pe schema de principiu prezentată în figura 143.

4.3.1.1. Primele experimentări s-au efectuat pe o mașină de sudat prin frecare convențională, tip ZTb10 (import RPP) adaptată corespunzător. De la mașina inițială s-a reutilizat partea electrică de comandă și automatizare, sistemul pneumohidraulic de realizare a forțelor axiale și dispozitivele de strângere a pieselor fixe. Pe batiul mașinii s-a montat dispozitivul de prindere și antrenare în rotație a materialului de adaos. Materialul de adaos în acest caz s-a prezentat sub forma unor plăcuțe dreptunghiulare de dimensiunile 40 x 46 mm cu grosimi variabile de la 2 ... 3 mm. O vedere generală a montajului de laborator realizat se prezintă în figura 153.

Echipamentul este semiautomat, ciclul de sudare fiind automatizat, iar introducerea și scoaterea pieselor din mașină se face manual. Sistemul pneumohidraulic al mașinii permite o reglare în trepte a presiunii de frecare și refulare, figura 154.

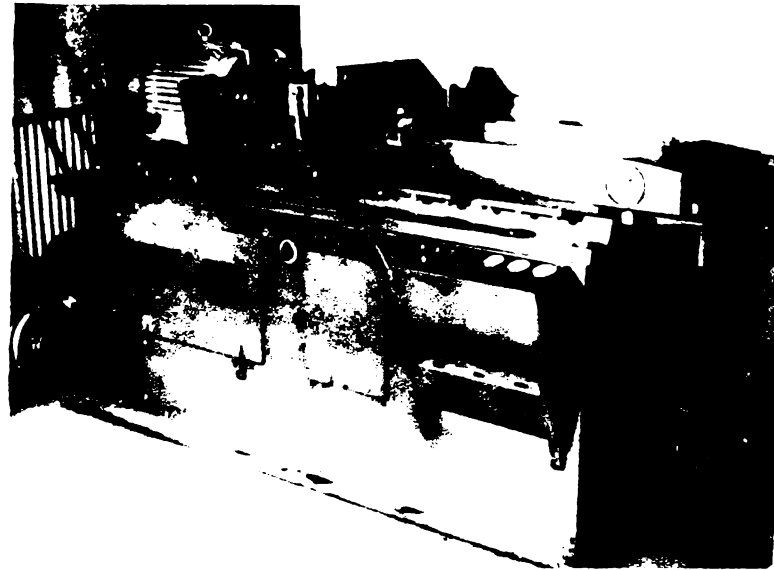


Figura 153. Montaj de laborator al echipamentului de sudat prin frecare cu material de adaos

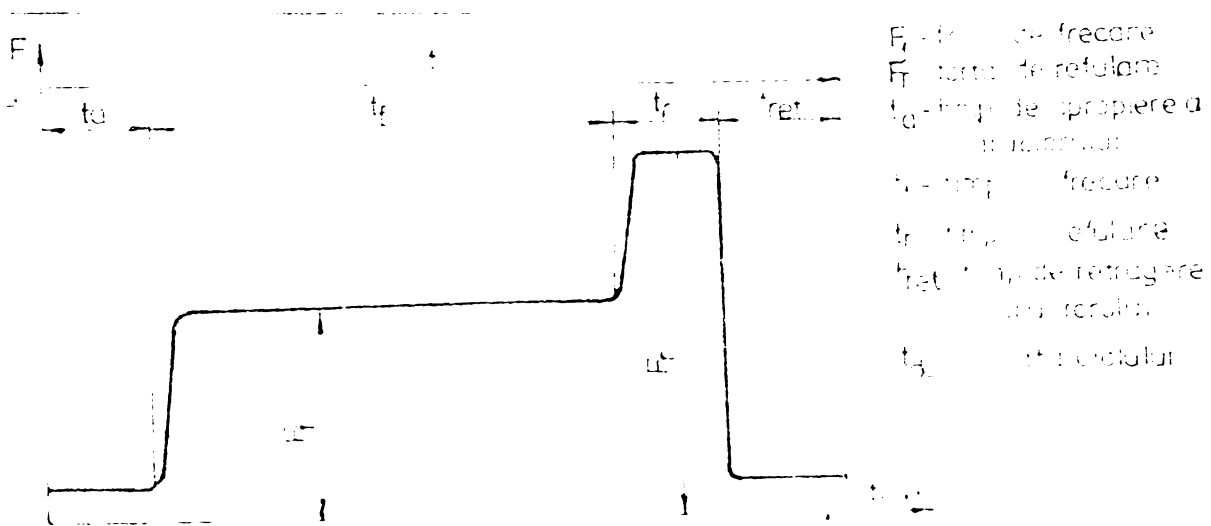


Figura 154. Variația în timp a forței axiale utilizată la sudarea prin frecare cu material de adaos.

Montajul de laborator din figura 153 are următoarele caracteristici tehnice :

- diametrul circumscris al pieselor ce pot fi sudate :
10 ... 20 mm ;
- turația materialului de adaos : 1500 rot/min ;
- forța de frecare maximă : 45000 N ;
- forța de refluxare maximă 45000 N ;
- presiunea de alimentare : 0,5 Mpa ;
- consum de aer comprimat : 8 m³/oră ;
- puterea motorului de antrenare : 15 kW .

Dintre părțile componente ale montajului de laborator, elementul de noutate îl constituie dispozitivul de prindere și antrenare în mișcare de rotație a materialului. Antrenarea materialului de adaos (plăcuța intermediară) se face de la un motor electric asincron trifazat de 15 kW cu turația de 3000 rot/min. Mișcarea de rotație se transmite de la acest motor la subansamblul rotor prin intermediul unui pinion din poliamidă grafilată. În interiorul rotorului se găsește locașul pentru materialul de adaos. Materialul de adaos se așează în suportii adaos care permit susținerea și antrenarea unor plăcuțe de dimensiunile 46 x 40 mm și de grosime variabilă de la 2 ... 3 mm. Subansamblul rotor este ghidat și susținut de 4 role din poliamidă grafitată. Pentru o deservire ușoară, respectiv introducerea materialului de adaos și scoaterea piesei sudate ansamblul este compus din două părți. Cele două segmente de rotor se pot deschide ele fiind asamblate printr-un ghidaj coadă de rândunică. Poziția închis și deschis a rotorului precum și piesele componente ale acestuia se văd în fotografiile din figurile 155 și 156.



Figura 155. Rotor în poziția închis

Figura 156. Rotor în poziția deschis

Pe modelul experimental realizat s-au făcut experimentări de sudare a unor bare hexagonale cu deschiderea de 14 mm din OLC45. Pentru sudarea lor s-a folosit ca material de adaos plăcuțe din OL37 de dimensiunile $46 \times 40 \times 4\text{ mm}$. Pentru realizarea sudurii, figura 157, s-a folosit următorul regim de sudare :

- viteză materialului de adaos : 1500 rot/min
- grosimea materialului de adaos : 4 mm
- presiunea de frecare : 75 N/mm^2
- presiunea de refulare : 145 N/mm^2
- timp de frecare : $4,5\text{ secunde}$
- timp de refulare : $1,6\text{ secunde}$.

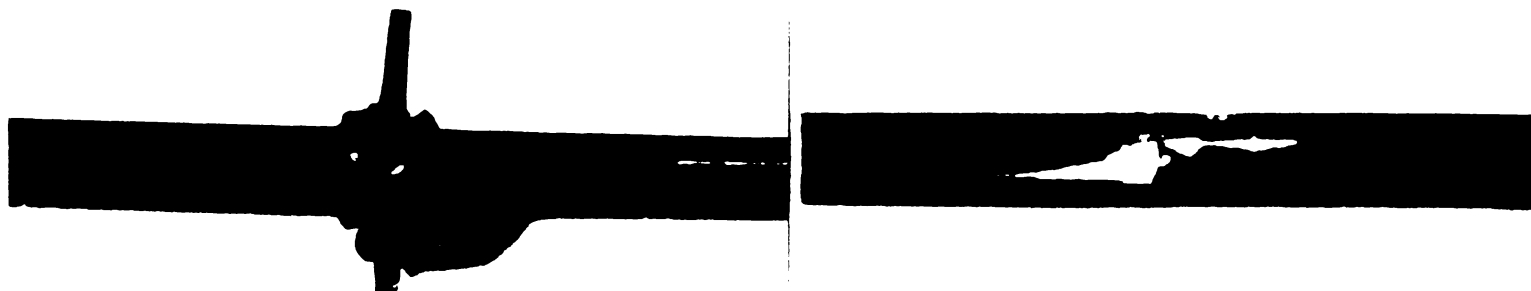


Figura 157. Bară hexagonală sudată prin frecare cu material de adaos **Figura 158.** Bară hexagonală sudată și debavurată

Decă după sudare se îndepărtează bavura și restul materialului de adaos proba sudată are aspectul unei bare hexagonale continue laturile celor două componente suprapunându-se, figura 158.

Rezultatele obținute pe modelul de laborator prezentat au fost încurajatoare astfel s-a trecut la conceperea și realizarea prototipului unei mașini de sudat prin frecare cu material de adaos.

4.3.1.2. Prototipul mașinii 8. sudat prin frecare cu material de adeos, denumit MSF-20 A (semnificația literelor din simbolizare este : mașină - sudare - frecare - adeos iar cifra reprezintă valoarea forței axiale maxime în tone), figura 159 , a fost conceput și realizat la ISM Timișoara în vederea realizării tipurilor de suduri prezentate în figura 152.

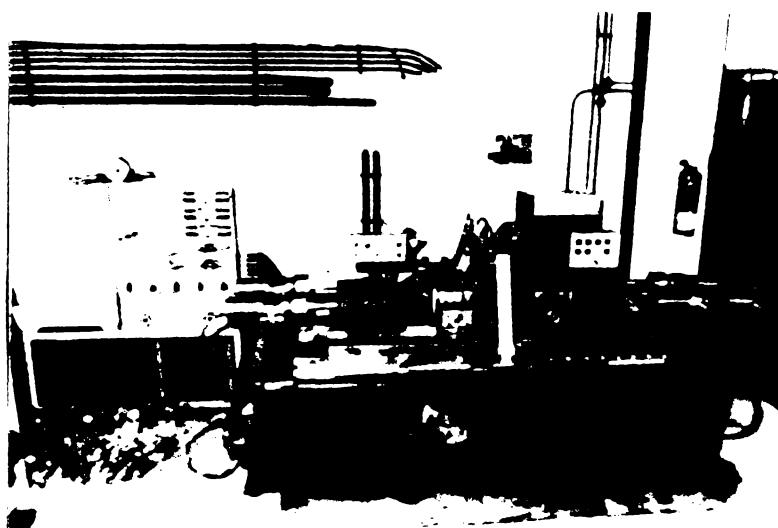


Figura 159. Prototipul mașinii MSF-20 A.

Caracteristicile principale ale prototipului realizat sînt următoarele :

- Dimensiunile componentelor care se pot sudat :
 - bare rotunde : maxim \varnothing 40 mm, minim \varnothing 20 mm
 - țevi rotunde : maxim \varnothing 60 mm, minim \varnothing 20 mm
 - bare pătrate : maxim 35 mm, minim 20 mm
 - bare hexagonale : maxim 55 mm , minim 7 mm
 - componente de altă formă cu secțiunea maximă de 1250 mm^2 și secțiunea minimă de 300 mm^2
- Lățimea piesei intermediare : 3 ... 20 mm
- Lungimea maximă a pieselor de sudat : 1500 mm fără sprijinirea
- Puterea și turația motorului electric de antrenare a rotorului:
37 kW ; 1500 rot/min
- Puterea totală instalată : 52,3 kW
- Frînarea rotorului : cu frînă electromagnetică
- Forța de frecare maximă : 200 kN

- Forța de refulare maximă : 200 kN
- Timpul de frecare : 1 ... 30 secunde
- Timpul de refulare : 1 ... 15 secunde
- Productivitatea 50 ... 90 suduri/oră

Prototipul este semiautomat, ciclul de sudare fiind automatizat, iar introducerea componentelor de sudat și scoaterea pieselor sudate se execută manual. Ciclul de sudare corespunde ciclului de sudare al mașinilor de sudat prin frecare convenționale. Mașina MSP-20 A se compune în principal din următoarele figura 160 :

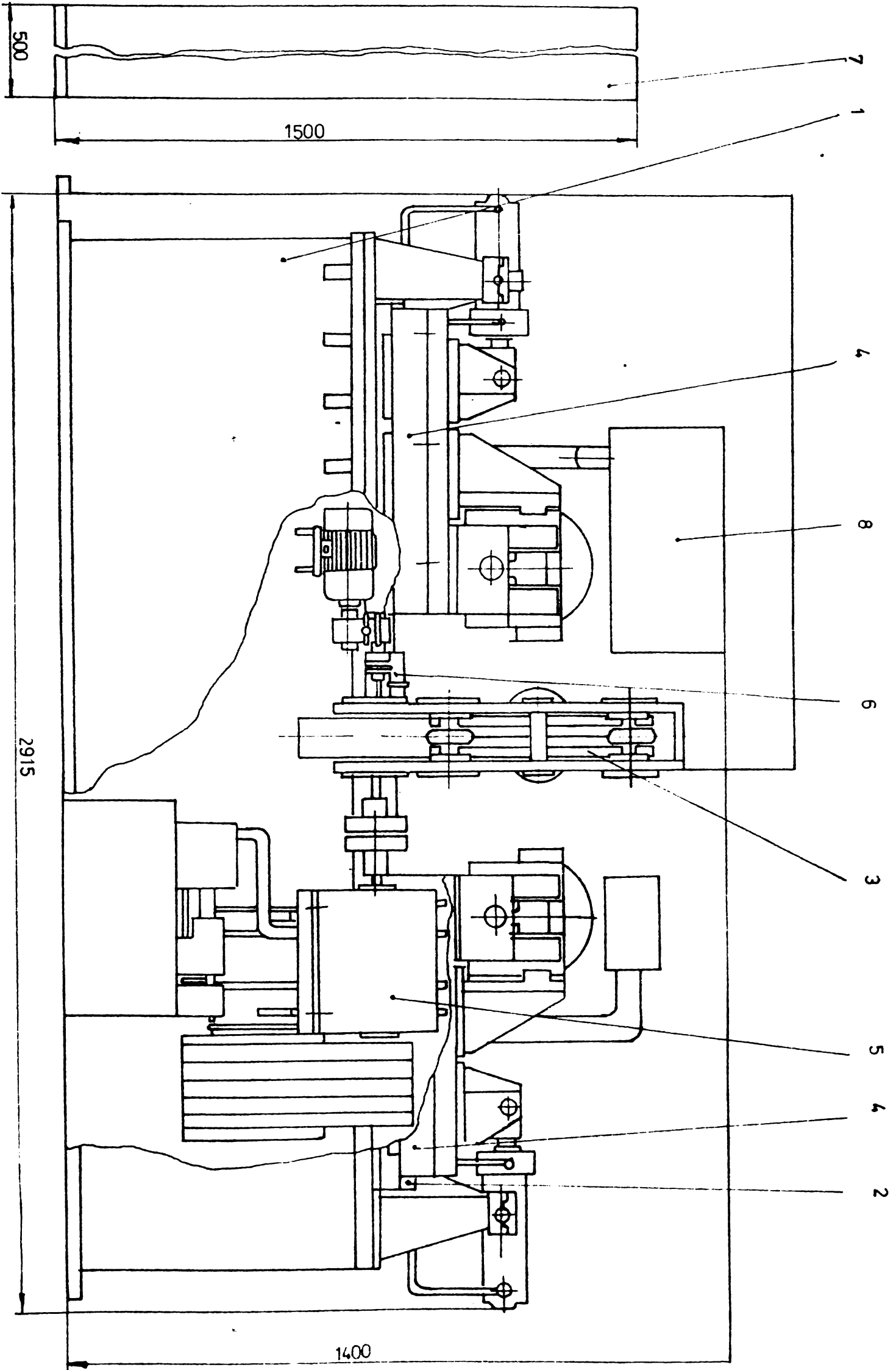
- parte mecanică : batiu (1), ghidaje (2), dispozitiv de prindere și rotire al piesei intermediare (3), mecanism de antrenare a rotorului (4), cuplaj și frână electromagnetică (5) ; senie stângă (6), senie dreaptă (7), dispozitiv de sincronizare (8), dispozitiv de ungere și răcire (9) ;

- instalația hidraulică : panou hidraulic (10), cilindrii de acționare ai seniei (11), cilindrii de acționare a becurilor (12), conducte de legătură (13) ;

- instalația electrică de acționare și automatizare : motorul electric de antrenare în mișcare de rotație (14), dulapul de alimentare (15), pupitrul de comandă (16).

Batiul în construcție sudată din tablă groasă de oțel OL37, constituie partea de rezistență a mașinii și servește ca suport pentru ghidajele mașinii și dispozitivului de sincronizare. În interiorul batiului sînt montate : instalația de ungere și răcire a cuplajului și frinei electromagnetice ; motorul electric de antrenare a rotorului ; mecanismul de antrenare al rotorului format din : roți de curea și curele (17), cuplaj și frână electromagnetică, montate în carcasa (5), cuplaj elastic cu bolțuri (18) și pinionul, (19).

Ghidajele mașinii fixate rigid de batiu servesc drept suport de glisare pentru dispozitivul de prindere și rotire al



materialului de adaos format din subansamblul rotor (20) și carcasa rotorului (21) și pentru cele două săni ale mașinii.

Dispozitivul de prindere și rotire al mașinii s-a conceput și realizat inițial din două segmente care să permită deschiderea lui în același mod ca și la montajul de laborator, figurile 155 și 156, cu deosebire că operația de deschidere și închidere a rotorului se va efectua automat cu ajutorul unui cilindru hidraulic. Incercările de durabilitate au demonstrat că această soluție conduce la o uzură rapidă a mecanismului de închidere - deschidere a rotorului și în continuare la uzura danturii pinionului (19) și a rotorului. Din acest motiv s-a conceput un rotor rigid, figura 161, care are în partea centrală un locaș în care este montat dispozitivul post-adaos care permite montarea ușoară a materialului de adaos sub formă de plăcuțe având conturul de forma dorită. Materialul de adaos poate avea grosimi cuprinse între 3 și 20 mm.



Figura 161. Subansamblu rotor

Mecanismul de antrenare al rotorului asigură rotirea piesei intermediare cu o turație de 1000 rot/min pe durata impusă de etapa de încălzire din cadrul procesului de sudare prin frecare.

De o parte și cealaltă a dispozitivului de prindere și rotire pe ghidajele mașinii sunt montate cele două săni cu becurile de strângere a componentelor fixe. Săniile sunt acționate de

patru cilindri hidraulici (11) care realizează și ciclul de forță necesare procesului de sudare prin frecare. Pentru ca cele două săni să asigure o apropiere cu aceeași viteză și o apăsare uniformă a ambelor componente pe materialul de adeos s-a conceput dispozitivul de sincronizare (8) format din două cremaliere și o roată dințată comună care nu permite deplasarea săniilor cu viteze diferite.

Instalația hidraulică a fost concepută din două circuite distincte :

- circuitul săniilor care realizează avansul rapid până la contactul componentelor cu materialul de adeos, forța de frecare, forța de refulare și retragerea săniilor. Acest circuit dispune de o putere instalată de 11 kW și o pompă cu regulator de putere care asigură la cilindrii hidraulici o forță de apăsare reglabilă de 200 kN la o viteză de deplasare de 20 mm/secundă ; presiunea de lucru 140 bar ;

- circuitul bacurilor care are o putere instalată de 11 kW și este echipat cu o pompă cu regulator de putere și realizează o forță de stringere de 250 kN la o presiune de 150 bar.

Paneoul hidraulic ea și dulapul cu aparate electrice sînt separate de mașina propriu-zisă. Temporizările necesare ciclului de sudare, date de sertarul de comandă, se realizează numeric, secvențial, cu o toleranță de $\pm 1\%$ în gama 0,04 - 40,96 secunde, prin transformarea oscilațiilor sinusoidale de frecvenței de 50 Hz în impulsuri rectangulare. Impulsurile comandă un numărător electronic care împreună cu o matrice de decodificare, patru comutatoare de programare și registrele de memorie au funcția de patru rele de timp legate în serie. După fiecare numărare, registrele de memorie sînt aduse la zero de circuite de ștergere.

Mașina de sudat prin frecare MSP-20 A execută următoarele operații : stringerea componentelor fixe în bacurile de pe săni ; avansul săniilor până la contactul cu material de adeos ; etapa de încălzire prin frecare ; etapa de frînare ; etapa de refulare ; deschiderea bacurilor ; retragerea săniilor.

Cu excepția așezării componentelor în bacuri, a materialului de adăos în locașul de pe rotor și scoaterea piesei sudate, celelalte operații se execută automat.

Se pot regla următorii parametri : forța de strângere a componentelor, forța de frecare, forța de refulare, timpul de menținere a forței de frecare, timpul de menținere a forței de refulare, timpul de întinzire α al frînării rotorului.

Cu mașina MSP-20 A s-au sudat bare rotunde, bare pătrate (figura 162) și țevi (figurile 163 și 164).

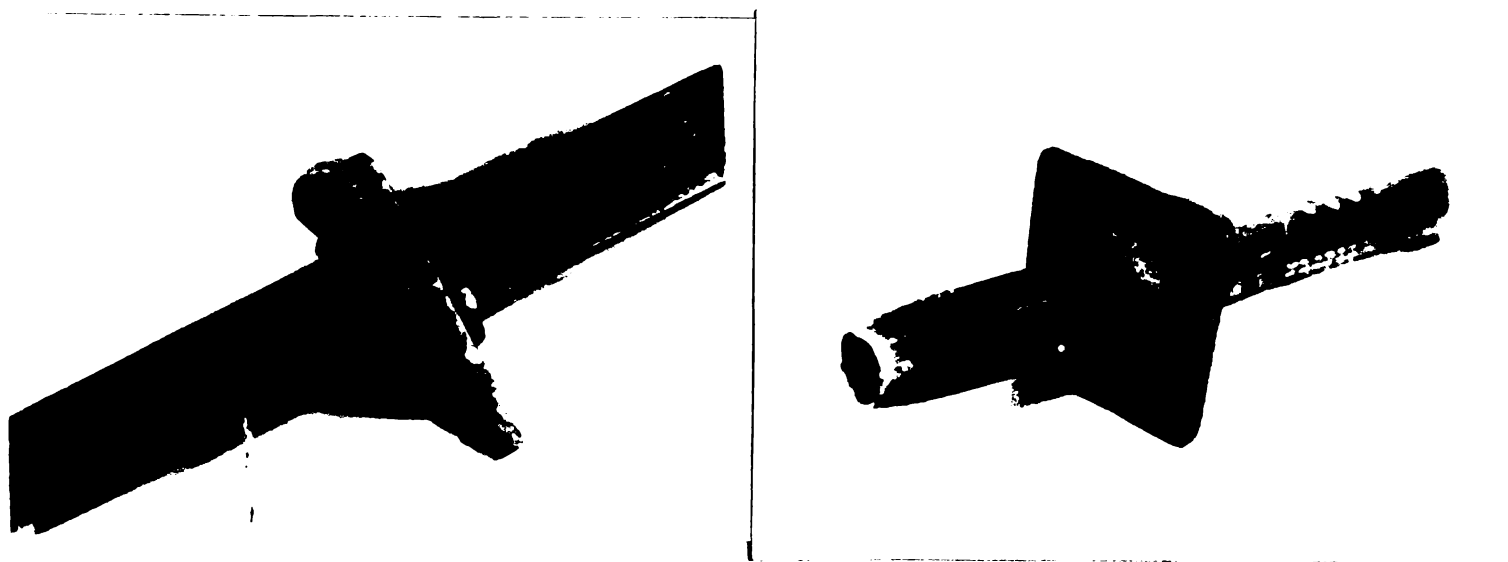


Figura 162. Bară pătrată sudată cu material de adăos

Figura 163. Țevă sudată cu material de adăos

Țevile din OLT35 cu diametrul exterior de 34 mm și grosimea peretelui de 3,5 mm s-au sudat cu material de adăos din OL37 cu următorul regim de sudare :

- grosimea materialului de adăos : 4 mm
- turația materialului de adăos : 1200 rot/min
- presiunea de frecare : $117,5 \text{ N/mm}^2$
- presiunea de refulare : 211 N/mm^2
- timp de frecare : 4,12 secunde
- timp de refulare : 1,26 secunde.



Figura 164. Țeavă sudată cu materialul de adaos.

Țevile sudate cu acești parametri s-au încercat la tracțiune. După cum se vede în figura 163, ruperile s-au produs în materialul de bază al țevii. Dacă timpul de sudare crește cu 2 secunde, materialul de adaos se consumă în timpul procesului de sudare, materialele din exteriorul și interiorul țevii rămase de la plăcuța intermediară pot fi ușor îndepărtate și țeava sudată are continuitate ca în figura 164.

4.3.2. Sudarea prin frecare cu material de adaos a barelor rotunde

S-a arătat în subcapitolul precedent că pentru a suda prin frecare cu material de adaos mașina realizată la IJIM Timișoara a fost concepută pentru a respecta ciclul de sudare aferent sudării prin frecare convenționale. În acest caz față de parametrii regimului de sudare prin frecare convențională, viteza de rotație, presiunea de frecare, presiune de refulare, timp de frecare, timp de refulare apare un parametru suplimentar și anume: grosimea materialului de adaos.

Pentru a studia sudurile realizate prin frecare cu material de adeziv s-au sudat bare de 34 mm diametru din oțel OL50. Ca și material de adeziv s-au utilizat plăcuțe debitate din table laminare din oțel OL37 la dimensiunile 70 x 70 mm și de diverse grosimi.

Sudurile s-au încercat la tracțiune pe epruvete nedebaurate de forma prezentată în figura 165.

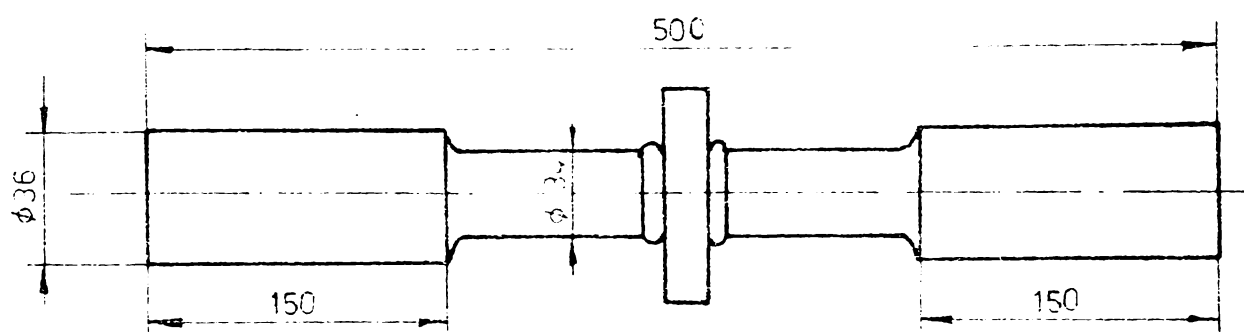


Figura 165. Forma epruvetelor de tracțiune

Ne-am propus să determinăm grosimea minimă a materialului de adeziv la care piesele sudate supuse la tracțiune să se rupă în materialul de bază OL50.

Experimentările de sudare au început cu plăcuțe de 4 mm grosime. La această grosime a plăcuței indiferent de ceilalți parametri ai regisului de sudare (turația s-a menținut constant la 1200 rot/min) materialul de adeziv s-a consumat în timpul ciclului de sudare fără a reuși să provoace extinderea sudurii pe întreaga suprafață a capetelor componentelor. Piesele încercate la tracțiune s-au rupt toate în sudură și aspectul rupturii a arătat că sudura a cuprins doar o mică parte a suprafeței capetelor componentelor.

Mărind grosimea materialului de adeziv crește mărimea suprafeței sudate respectiv rezistența la tracțiune a sudurii. Sudura a cuprins întreaga suprafață a capetelor componentelor de la grosimi de 6 și 7 mm, dar suduri la care ruperea să se producă în materialul de bază s-au realizat doar cu materiale de adeziv de 8 mm grosime.

4.1.2.1. Pornind de la aceste încercări preliminare s-a întocmit un program de experimentări de sudare prin frecare cu material de adeziv (OLY7 de 8 mm grosime) a barelor din OL50 de 34 mm diametru. Compoziția chimică a celor două materiale se înscrie în limitele prevăzute de standardele în vigoare (au fost prezentate în capitolul 3).

Cunoscând parametrii regimului de sudare recomandați în cazul sudării prin frecare convenționale ne-am propus să optimizăm parametrii regimului de sudare prin frecare cu material de adeziv. În acest scop s-au menținut constant : viteza de rotație 1200 rot/min, timpul de refulare 1,6 secunde și grosimea materialului de adeziv 8 mm și s-au variat : presiunea de frecare, presiunea de refulare și timpul de frecare. Drept criteriu de optimizare s-a ales rezistența la tracțiune a sudurii încercate pe epruvete de forma prezentată în figura 165.

Pentru optimizare ne-am propus valorile din tabelul 32.

Tabelul 32.

Nr. crt	Forța frecare			Forța refulare			Timp frecare (poziție comutator) secunde
	pres.spec N/mm ²	pres.ulei barr	forța N	pres.spec N/mm ²	pres.ulei barr	forța N	
1	40	15	32400	80	35 - 5	62800	11 -
2	50 ^o	20	39300	90	40	70800	12 ^o - 89
3	60	25	47000	100 ^o	45	78500	13 -
4	70	30	55000	11	50	85500	14 -
5	80	35	62800	120	55	94000	15 -

Pornind de la regimul arbitrar ales dat în punctele 2, 3, 2 având valorile parametrilor notate cu asterix în tabelul 32 prin perturbarea variabilelor se obțin regimurile prezentate în tabelul 33.

Tabelul 33.

Nr. regim	Combinatia	P_f (bar)	P_r (bar)	t_f (pos)
R1	2 ; 3 ; 2	20	45	12
R2	1 ; 3 ; 2	15	45	12
R3	3 ; 3 ; 2	25	45	12
R4	2 ; 2 ; 2	20	40	12
R5	2 ; 4 ; 2	25	50	12
R6	2 ; 3 ; 1	20	45	11
R7	2 ; 3 ; 3	20	45	13

Piesele sudate cu aceste regimuri au fost încercate la tracțiune. Rezultatele obținute sînt prezentate în tabelul 34. Din tabel rezultă că cele mai bune rezultate s-au obținut cu R5 la care toate ruperile au avut loc în materialul de bază. Parametrii acestui regim sînt deci următorii :

- grosimea materialului de adaos 8 mm,
- turația materialului de adaos 1000 rot/min,
- presiune de frecare 60 N/mm^2 ,
- presiune de refulare 110 N/mm^2 ,
- timp de frecare, 3,9 secunde
- timp de refulare 1,6 secunde.

4.3.2.2. Pornind de la regimul considerat optim, prezentat mai sus, ne-am propus să vedem cum influențează timpul de frecare și presiunea de refulare asupra aspectului sudurii, structurii metalografice, rezistenței la tracțiune și dacă există o corelație între ele în cazul sudării prin frecare cu material de adaos.

Tabloul 33

Nr. re-gim	Regim de sudare			Nr. epruv	Δl mm	Rezultate tracțiune		Observații
	p. fr. bar	p. ref. bar	t. fr. poz.com			Forța maxi. de rupere	Locul ruperii	
R1	20	45	12	1.1	3,7	454000	MB	
				1.2	3,5	403000	S	
				1.3	3,7	426000	S	
R2	15	45	12	2.1	-	480000	MB	
				2.2	-	425000	S	
				2.3	-	413000	S	
R3	25	45	12	3.1	4,5	481000	MB	
				3.2	4,0	420000	S	
				3.3	5,2	413000	S	
R4	20	40	12	4.1	6,2	423000	S	
				4.2	2,4	417000	S	
				4.3	2,1	327000	S	
(R5)	25	50	12	5.1	3,9	476000	MB	
				5.2	2,5	454000	MB	
				5.3	4,1	480000	MB	
R6	20	45	11	6.1	3,6	483000	MB	
				6.2	3,0	406000	S	
				6.3	2,8	480000	S	
R7	20	45	13	7.1	2,7	451000	S	
				7.2	3,7	447000	S	
				7.3	4,5	454000	MB	

In acest sens s-au efectuat studii cu regimurile prezentate in tabelul 35. Tabelul conține și rezultatele încercării la tracțiune.

Tabelul 35.

Nr regim	Parametrii regim				Scurta re m m	Mar- caj oprire	Rezultat tracțiune		Observații
	p.fr. N/mm	p.ref. N/mm	t.fr. sec	t.ref. sec			Forța maximă de rupere N	Loc rupere	
R 8	60	80	5,2	1,6	6,4	1,1	271	S	reținut macro
					6,1	1,2	423	S	
					6,8	1,3	334	S	
					3,7	1,4	332	S	
					5,3	1,5			
R 9	60	110	5,2	1,6	5,8	3,1	484	S	reținut macro
					5,9	3,2	491	S	
					3,2	3,3	461	S	
					5,8	3,4			
					4,0	3,5	453	S	
R 10	60	110	11,52	1,6	9,2	7,1			reținut macro
					9,3	7,2	481	S	
					9,3	7,3	498	MB	
					7,4	7,4	439	S	
					10	7,5	476	S	
R 11	60	110	8,9	1,6	6,4	8,1	485	MB	reținut macro
					8,3	8,2	493	MB	
					8,0	8,3	486	MB	
					7,3	8,4	500	S	
					5,5	8,5			
					4,8	8,6	446	MA	
R 12	60	160	8,9	1,6	14,0	9,1	328	S	reținut macro
					10,2	9,2			
					8,3	9,3	481	S	
					10,7	9,4	497	MB	
					6,3	9,5	501	MB	
R 13	60	210	8,9	1,6	8,0	10,1	496	MB	reținut macro
					15,7	10,2	266	S	
					16,3	10,3			
					16,4	10,4	246	S	

In tabel regiuni optin (aceiași din tabelul 34) s-a notat cu R11.

Din piesele sudate cu frecare din cele șase regimuri au fost prelevate epruvete care s-au examinat metalografic. În planșele 1 ... 6 sînt prezentate macrostructurile sudurilor realizate, fibrajele lor, structurile metalografice la mărire de 100x, stec Nital 2%, pentru fiecare zonă în parte și diagramele de variație a durităților de-a lungul zonelor sudurii. Schema de amplasare a durităților se prezintă în figura 166.

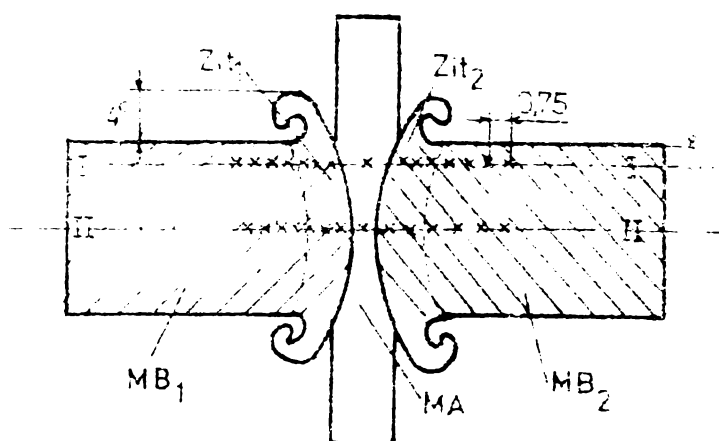


Figura 166. Schema de amplasare a durităților

Comparînd datele prezentate în tabelul 34 cu fotografiile și figurile din planșele 1 ... 6 se pot formula următoarele observații :

Sudurile cu material de adăos sînt compuse dintr-o zonă centrală, de formă variabilă dependentă de parametrii regimului de sudare, formată din materialul de adăos ; de o parte și alte zonele de trecere spre materialul de bază (figura 14, planșa 4) și zonele influențate termic dispuse simetric față de zona centrală.

Forma zonei centrale, extinderea ei, structura metalografică depind de parametrii regimului de sudare. Astfel, comparînd macrostructurile din planșele 1 și 2 respectiv 4, 5 și 6 se observă că o dată cu creșterea presiunii de refulare (cei alți parametrii constanți). Zona centrală în primă fază se îngustează apoi își modifică forma și de la o formă dublu concavă cu curbure lină și

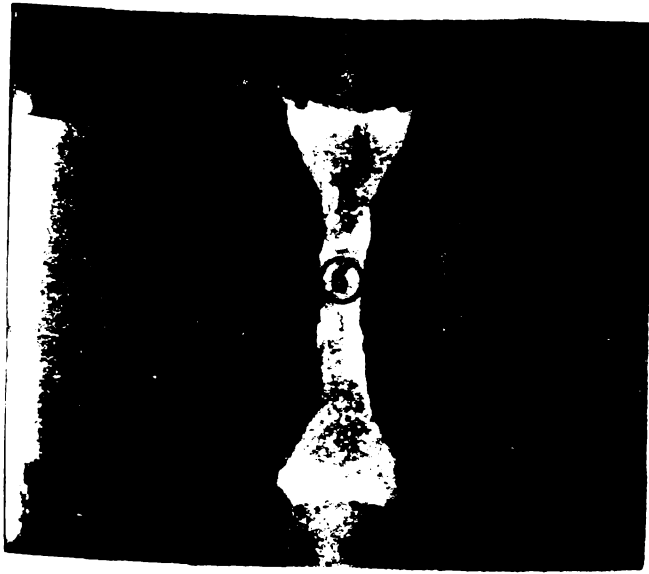


Fig. 1

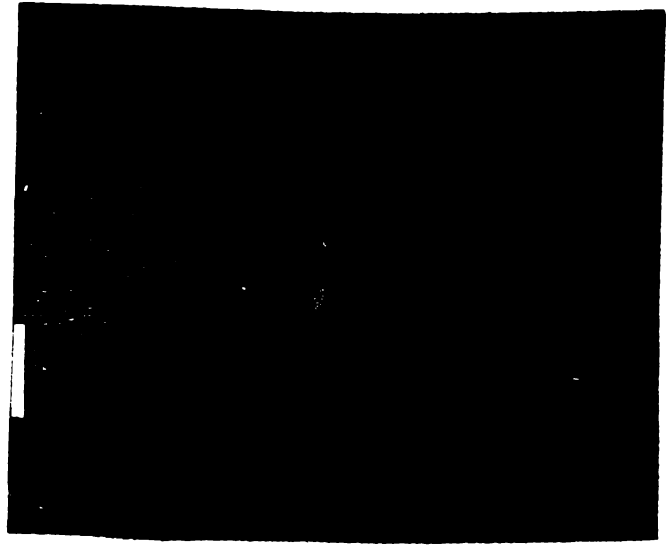


Fig. 2

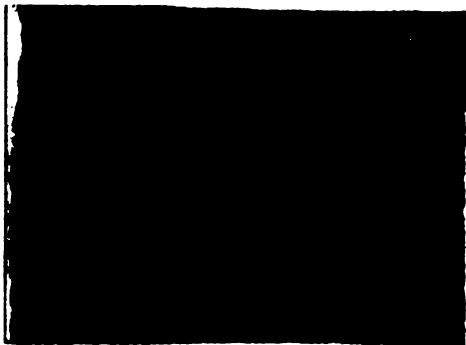


Fig. 3

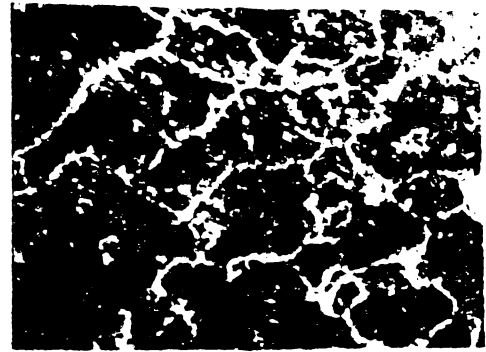


Fig. 4



Fig. 5

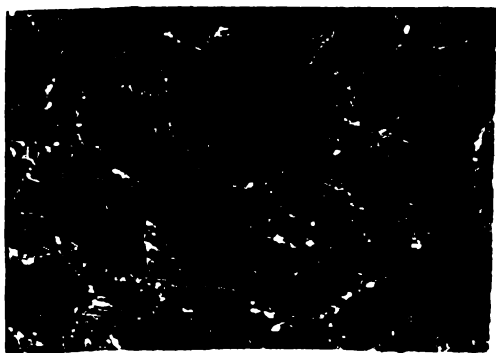


Fig. 6

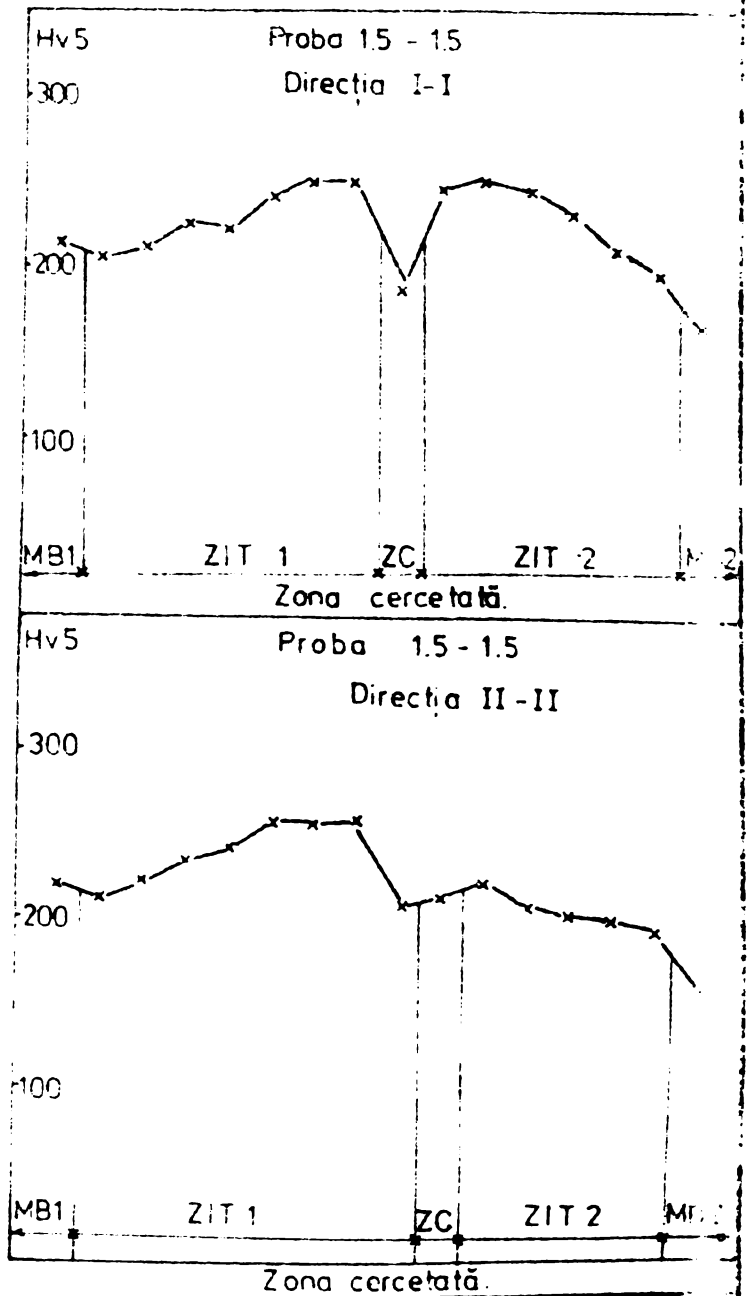




Fig. 7



Fig. 8

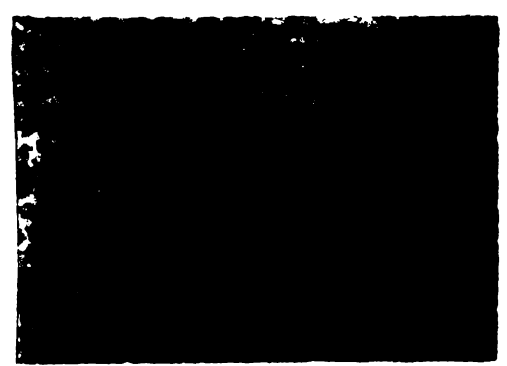


Fig. 9

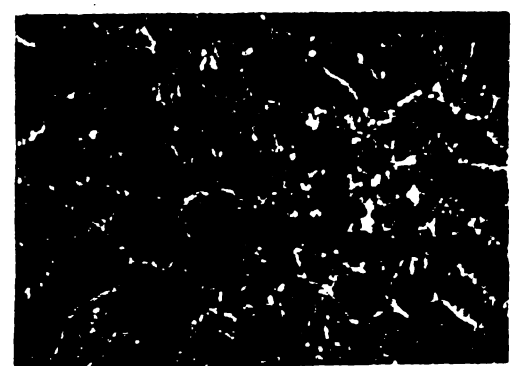


Fig. 10

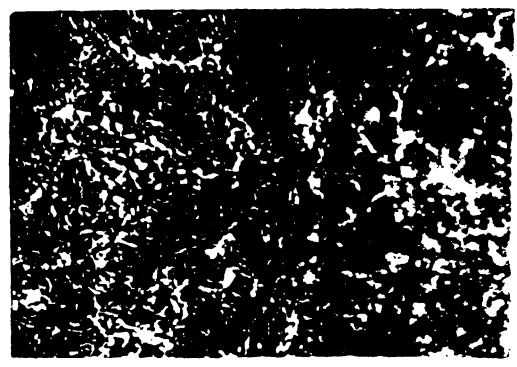


Fig. 11

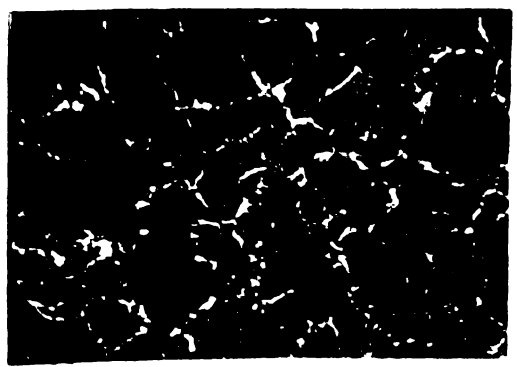


Fig. 12

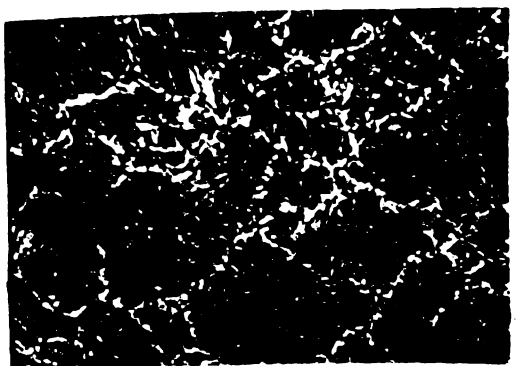
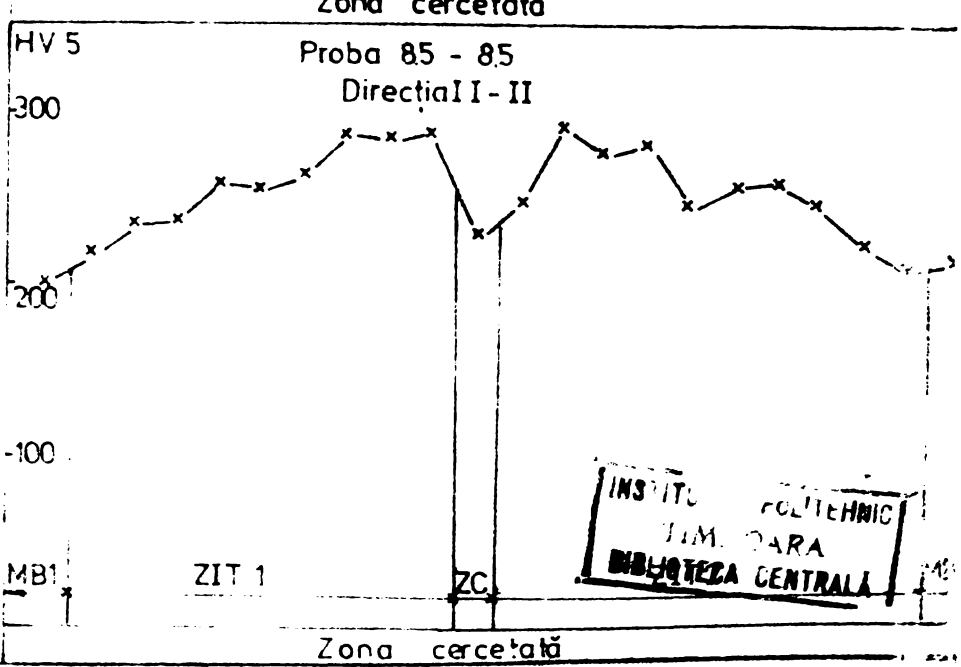
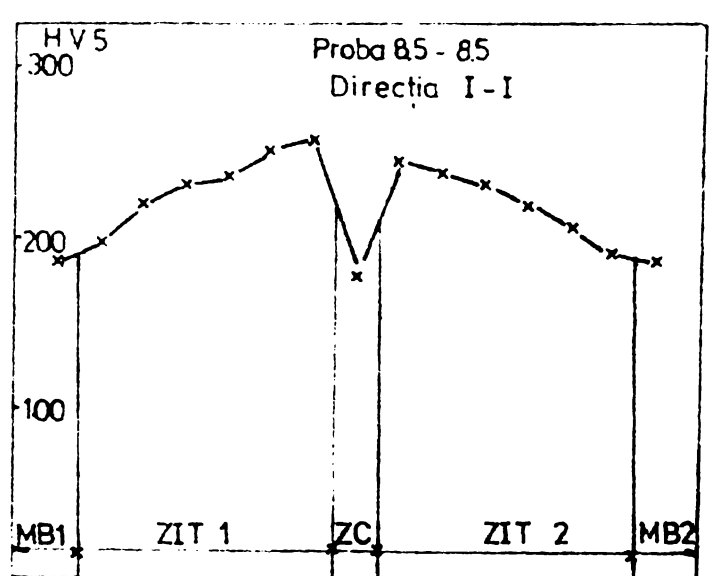


Fig. 13



INSTITUTUL POLITEHNIC
TIM. P. PONI
BIBLIOTECA CENTRALA



Fig. 14

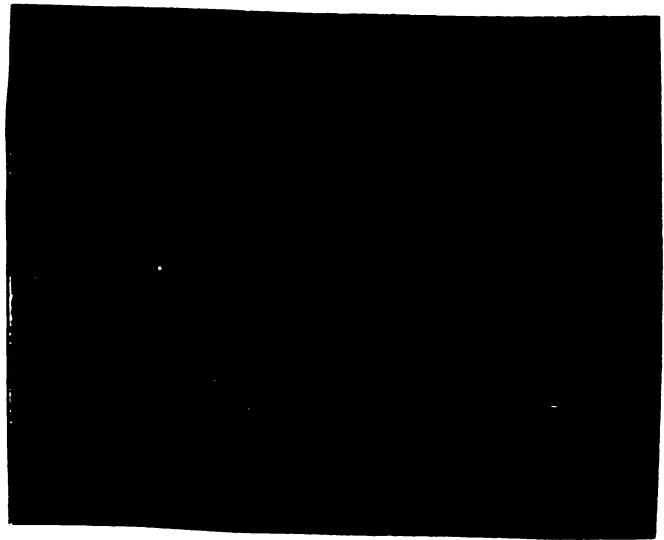


Fig. 15



Fig. 16

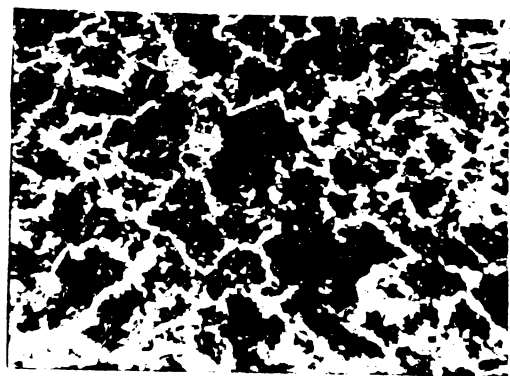


Fig. 17

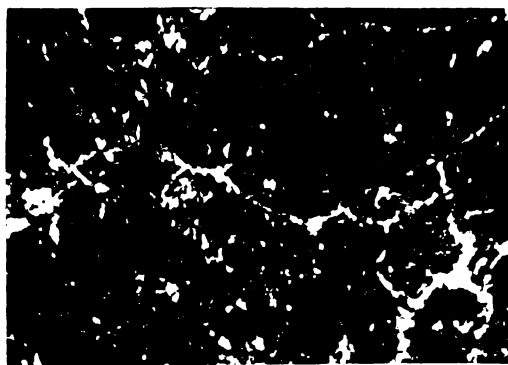


Fig. 18

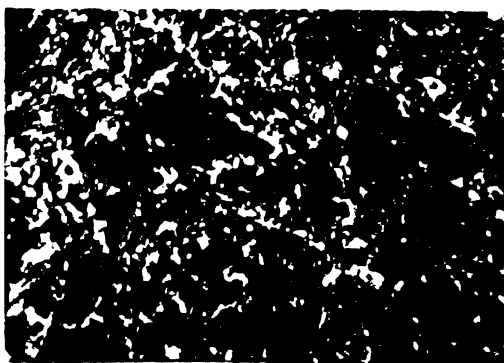
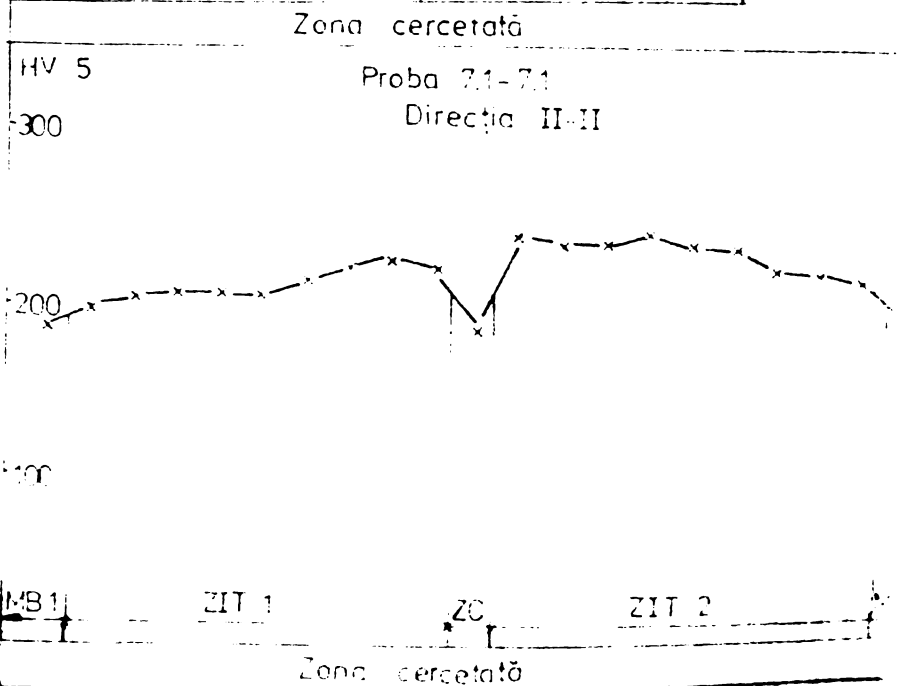
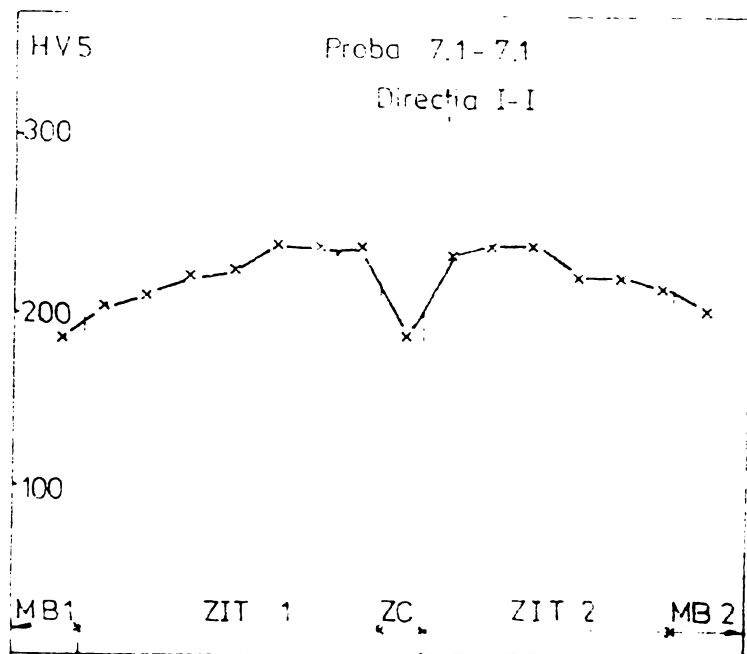


Fig. 19



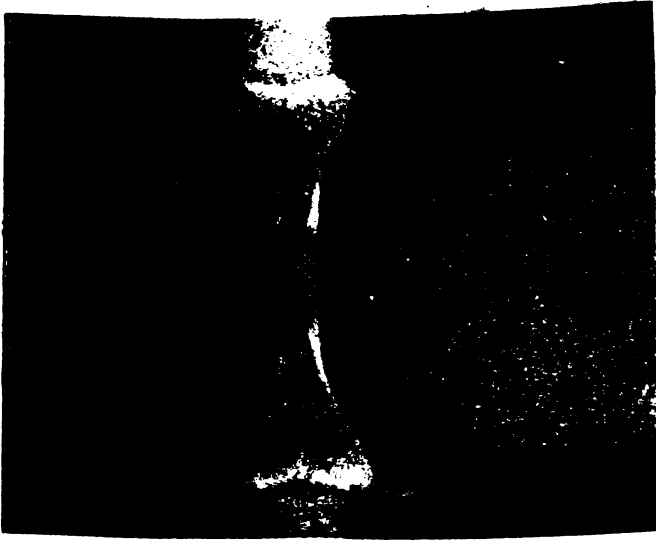


Fig 20

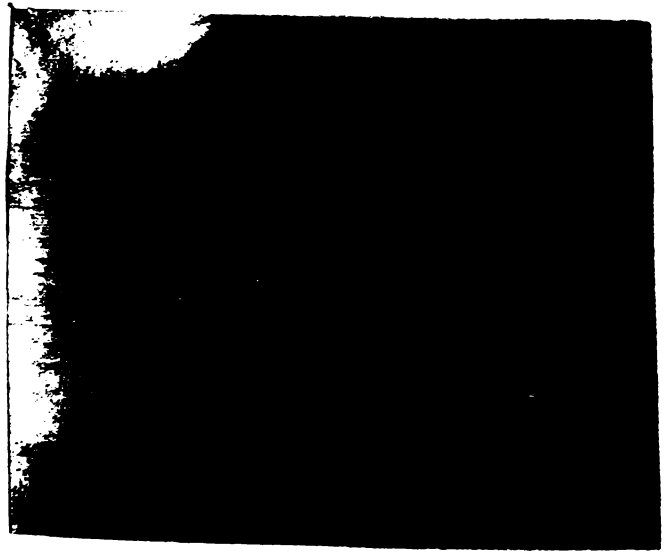


Fig 21

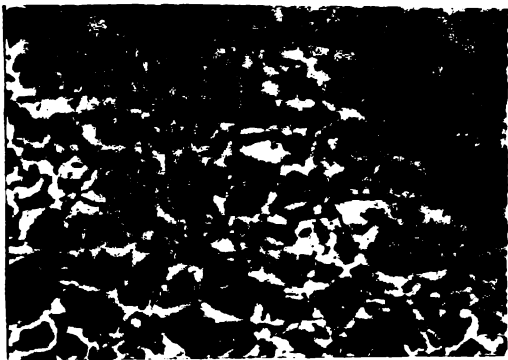


Fig 22

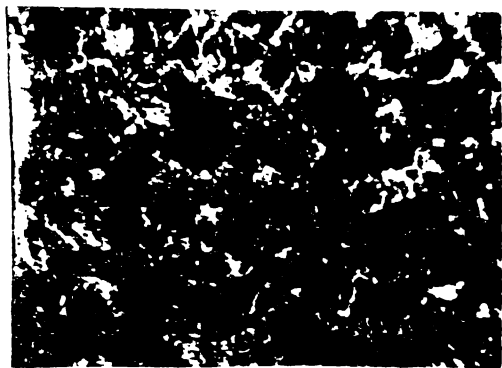


Fig 23



Fig 24

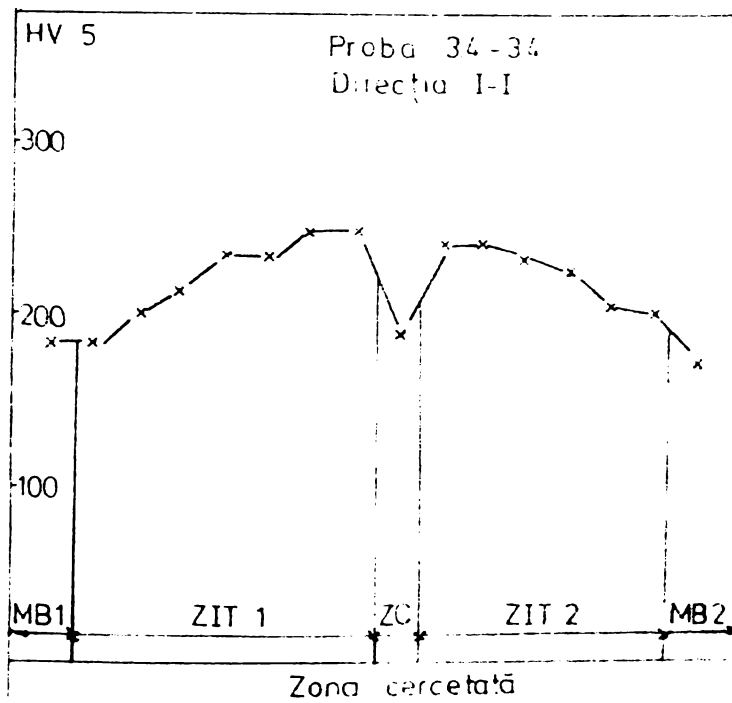
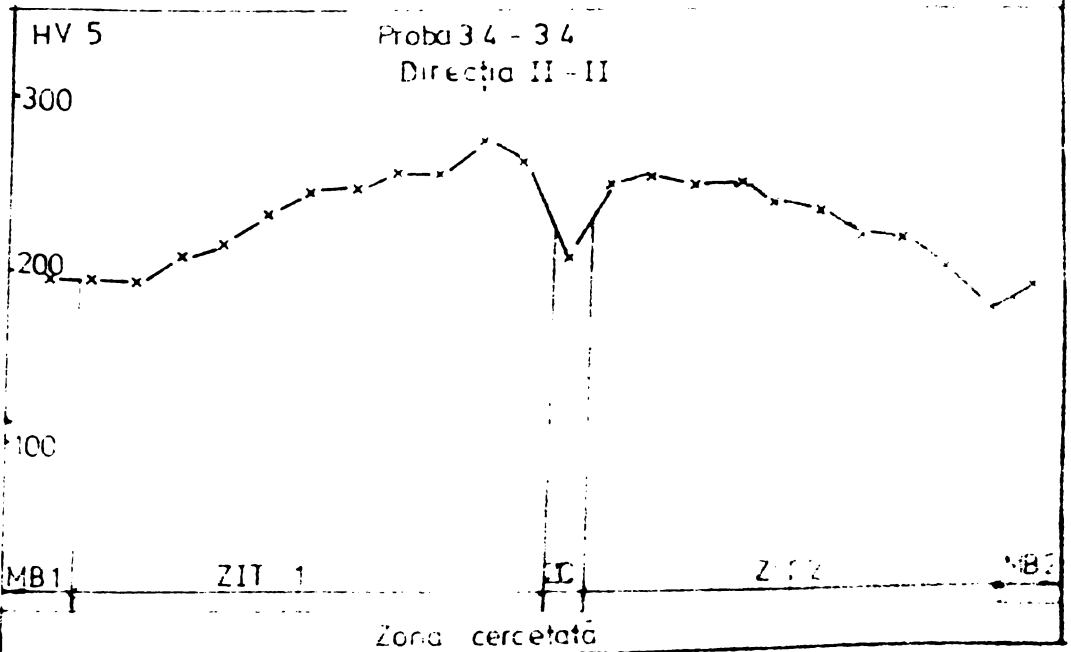


Fig 25



NSA 5

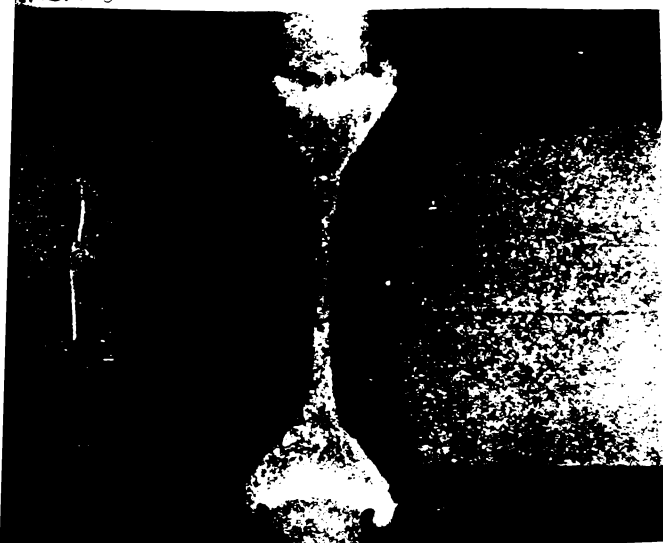


Fig. 26



Fig. 27



Fig. 28

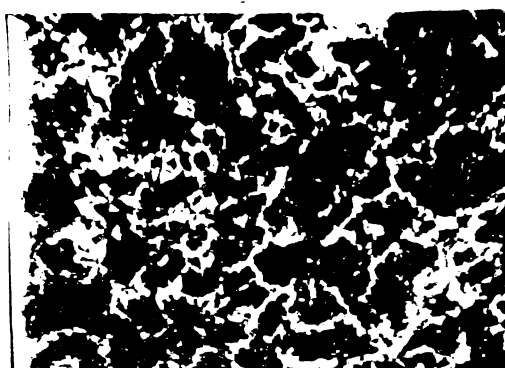


Fig. 29

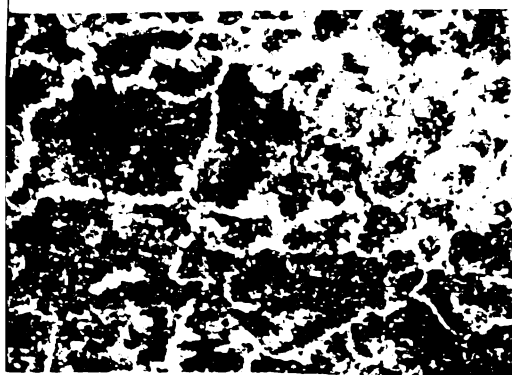


Fig. 30

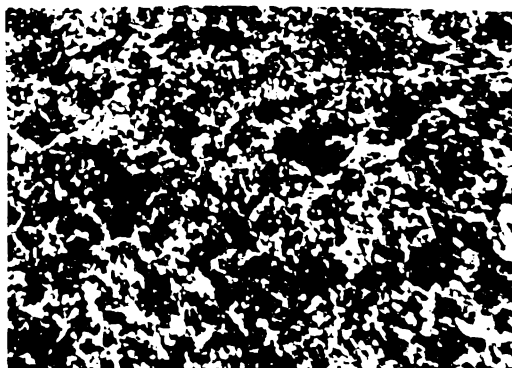
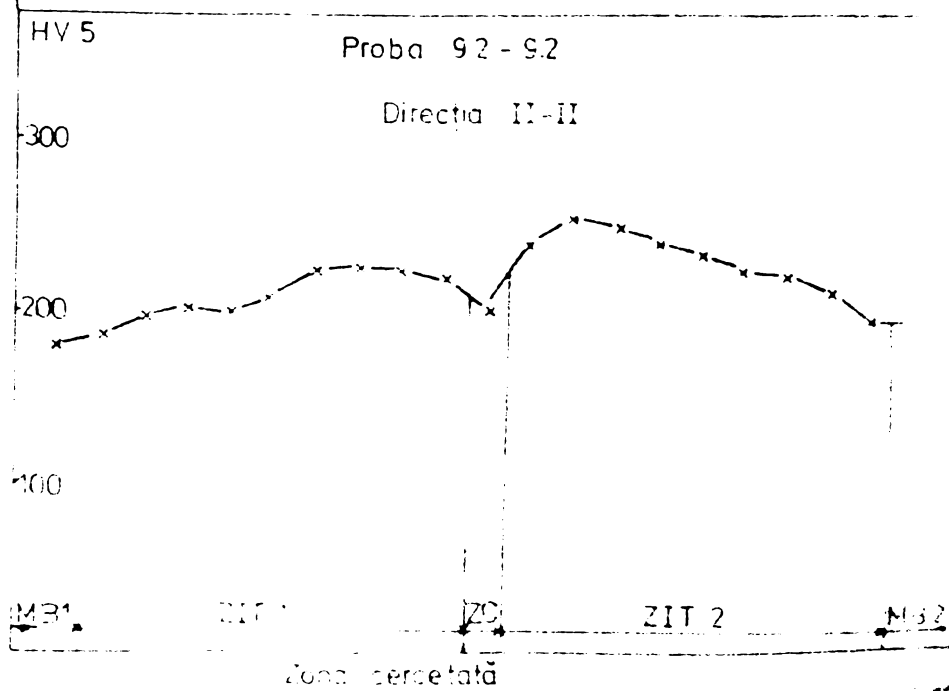
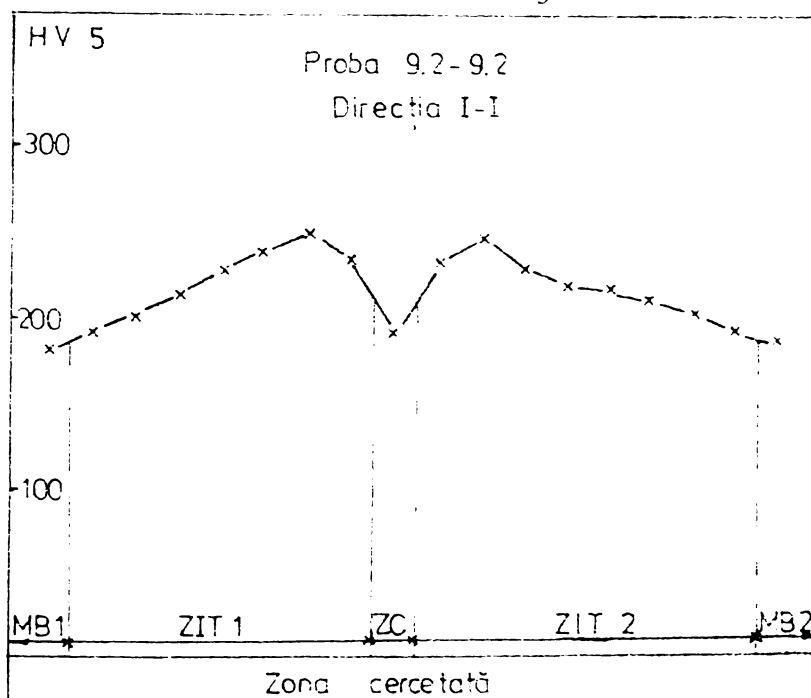


Fig. 31



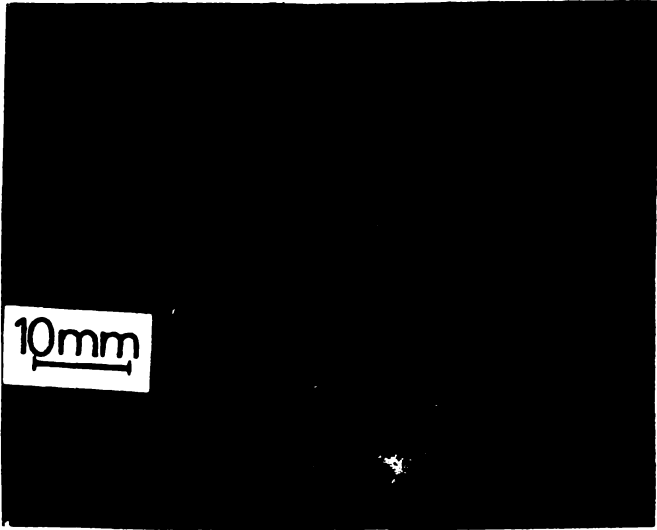


Fig. 32

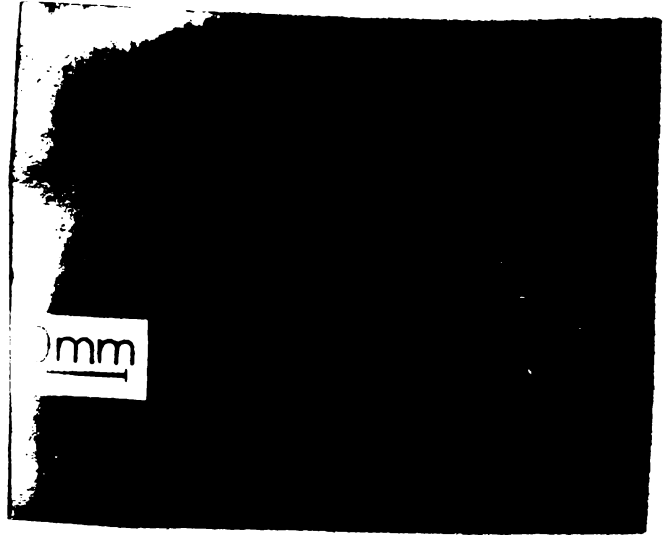


Fig. 33



Fig. 34

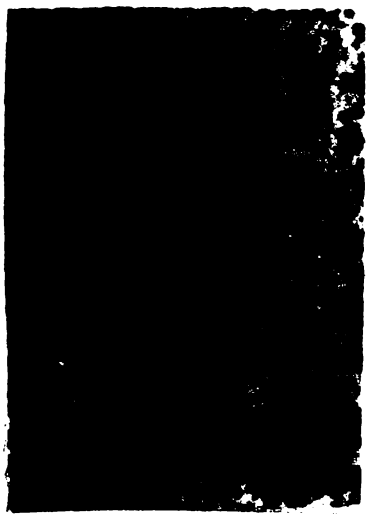
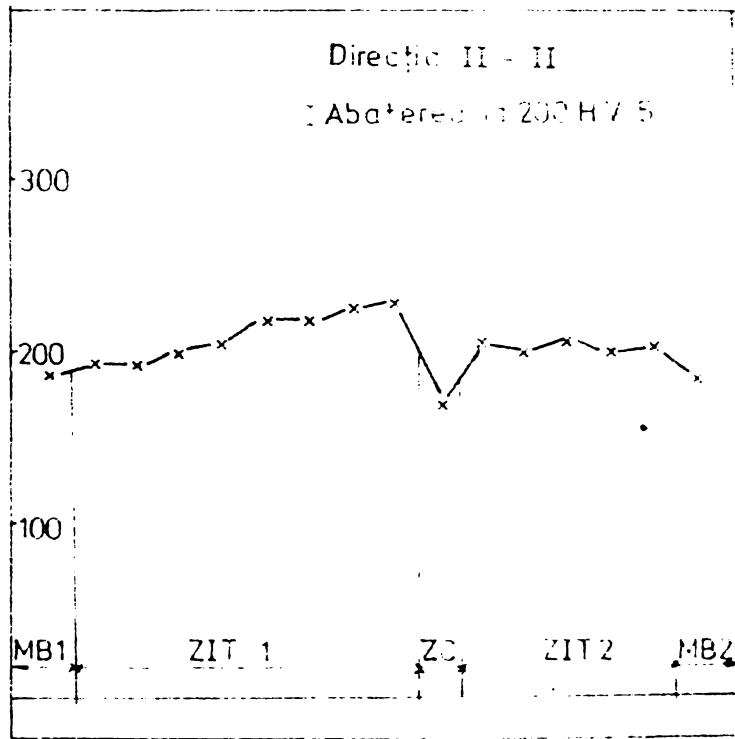
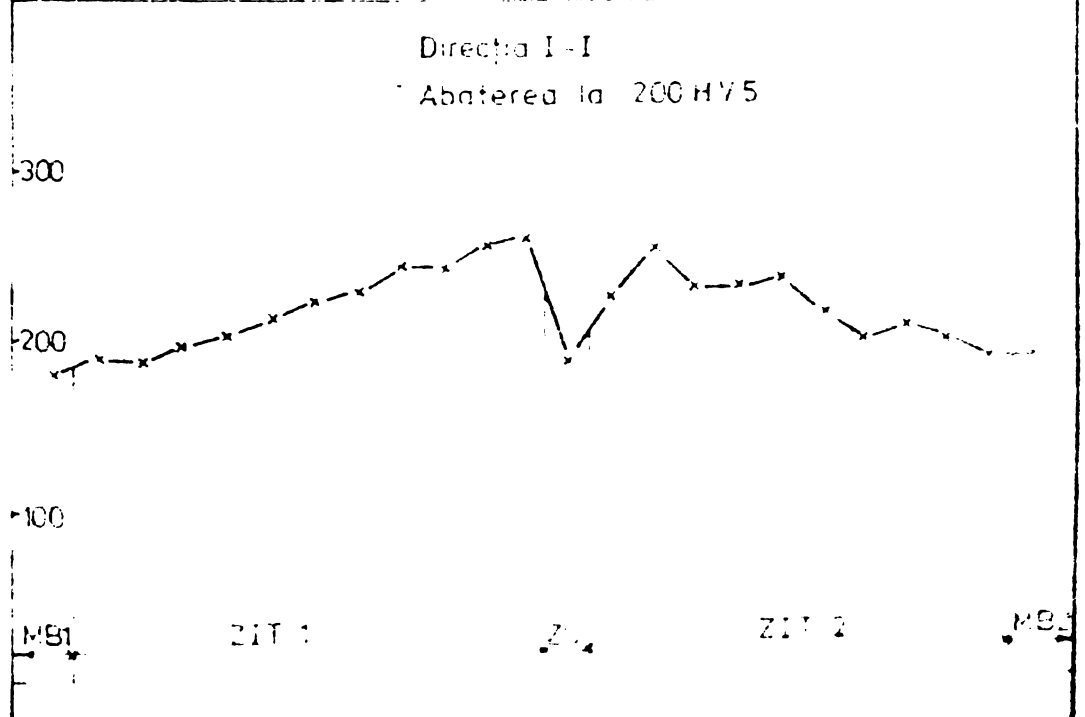


Fig. 35



uniformă ea se îngustează, marginile devin paralele spre centrul barelor și spre exterior se lărgesc brusc formând un unghi ascuțit. Din tabelul 34 se observă că odată cu creșterea presiunii de refulare crește și rezistența la tracțiune (R3 comparativ cu R9). Dar această creștere se produce până la o anumită valoare de la care odată cu creșterea forței de refulare rezistența la tracțiune scade (R13 comparativ cu R12 și R11).

Se observă că între creșterea forței de refulare, îngustarea zonei centrale și rezistența la tracțiune există o dependență. Dacă luăm ca etalon forma zonei centrale sudate cu regimul R11, planșa nr.4, care asigură rezistența maximă la tracțiune se observă că cu cât forma dublu concavă dispăre și zona centrală se îngustează rezistența la tracțiune scade. Acest fenomen se poate explica prin formarea creștăturii materialului de ados spre diametrul exterior al barelor (planșa 5 și 6) și existenței, probabil, a unei lățimi minime limitate care să poată prelua eforturi de tracțiune, lățime care să asigure propagarea liniilor de curgere la $45^{\circ}/10/$.

Creșterea timpului de frezare (R10 comparativ cu R11) are același efect nefavorabil asupra formei zonei centrale (planșa 3 comparativ cu planșa 2) ducând la îngustarea ei respectiv la scăderea caracteristicilor de rezistență.

Din punct de vedere structural zona centrală este alcătuită din ferită și perlită cu mărimea grăunților dependentă de parametrii de sudare. Odată cu creșterea presiunii de refulare scade mărimea grăunțelului, (figurile 13, 31, 41 din planșele 4, 5, 6) dar rezistența la tracțiune a sudurii nu crește deoarece acest efect favorabil este anihilat de forma necorespunzătoare a zonei centrale.

În zonele influențate termic structura este ferito-perlitică. În toate cazurile se observă o creștere a granulației în aceste zone față de materialul de bază. Comparând zonele influențate termic între ele se observă o micșorare a grăunților acestor zone cu creșterea presiunii de refulare (planșele 4, 5, 6).

Măsurătorile de duritate efectuate după cele două direcții indică o creștere a durității în ZIT și scăderea ei în zone centrală. Duritățile variază între 175 și 250 HV5 fără a indica prezența unor constituenți fragili.

În concluzia subcapitolului 4.3.2 se poate spune că, cu ajutorul sudării prin frecare cu material de adaos se pot obține suduri cu caracteristici mecanice ridicate. Experimentările efectuate și rezultatele obținute constituie un început de drum în perspectiva studierii fenomenelor ce apar la sudarea prin frecare cu material de adaos. Observațiile făcute urmează a fi aprofundate și completate. Lucrarea necesită a fi completată cu un studiu de comportare la sudare prin frecare cu material de adaos a diverse tipuri de oțeluri, stabilindu-se tehnologiile de sudare optime, lărgindu-se gama de încercări a sudurilor, sudarea acestora cu plăcuțe de grosime mică din oțeluri moi.

4.3.3. Perspectivele sudării prin frecare cu material de adaos

Prin varietatea tipurilor de suduri ce pot fi realizate cu această variantă de procedeu, figura 152, se apreciază că poate fi utilizat la recuperarea deșeurilor de bare și țevi de orice lungime și cu secțiuni de diverse forme în condiții avantajoase din punct de vedere tehnic și economic deoarece sudarea prin frecare are consumul energetic cel mai scăzut comparativ cu celelalte procedee de sudare electrică prin presiune sau cu arc electric.

Deoarece procesul de sudare nu necesită o sursă electrică de alimentare, materialul de adaos putând fi antrenat în rotație și de un motor cu combustie internă sau de orice fel de motoare procedeul poate fi aplicat în condiții de șantier la sudarea capetelor din fier beton pe șantierele de construcții, la sudarea în teren a conductelor, țevilor de foraj etc.

Procedeul poate fi utilizat la sudarea unor materiale incompatibile între ele utilizând materialul de adaos ca un strat tampon între aceste materiale.

Procedeul poate fi utilizat în lucrările de reparații respectiv de recuperare a diverselor organe de mașini cu secțiuni de forme complicate sau cu o dispunere spațială complexă cum ar fi spre exemplu arborii cotiți.

5. CONCLUZII

In lucrarea de doctorat se prezintă o sinteză a informațiilor existente in literatura de specialitate cu privire la fenomenele care concurează la formarea sudurilor prin frecare, rezultatele cercetărilor proprii efectuate la sudarea prin frecare convențională și cele legate de dezvoltarea sudării prin frecare cu material de ados.

5.1. Sinteza documentară prezintă stadiul actual al cunoștințelor legate de mecanismul formării sudurilor prin frecare, fenomenele fizice și metalurgice care au loc in timpul procesului de sudare, punându-se accent pe studiul momentului de frecare și a cimpului termic care ia naștere in urma încălzirii capetelor componentelor de sudat. Ciclul de sudare prin frecare s-a împărțit in trei etape principale : etapa de încălzire prin frecare, etapa de frinare și etapa de refulare stabilindu-se rolul fiecărei etape in parte la formarea sudurii și interdependența dintre ele.

5.2. In lucrare se prezintă parametrii regimului de sudare prin frecare, modul cum variația acestora influențează caracteristicile sudurilor realizate și indicații de alegere a acestora in funcție de natura materialelor și secțiunea componentelor de sudat. Dintre parametrii regimului de sudare, au fost definiți ca principali : presiunea de frecare, timpul de frecare și presiunea de refulare. In vederea stabilirii unei tehnologii de sudare se prezintă o metodă de optimizare a parametrilor principali, bazată pe metoda gradientului, care permite obținerea parametrilor optima față de criteriile de optimizare propuse cu un număr redus de experimentări.

5.3. La sudarea pieselor cu un important rol funcțional, se recomandă utilizarea controlului activ al procesului de sudare și, in lucrare, se prezintă informațiile necesare concepției unui asemenea sistem de control.

5.4. În cadrul experimentărilor proprii de sudare prin frecare convențională s-au stabilit tehnologii de sudare pentru o mulțime de piese. Dintre acestea în lucrare au fost selectate 12 tehnologii care cuprind o gamă de forme și secțiuni ale componentelor și diverse tipuri de oțeluri românești, aliaje de cobalt și fier arnico. Rezultatele obținute permit concluzia că prin procedeul de sudare prin frecare se pot suda toate tipurile de oțeluri între ele și cu alte materiale rezultând suduri cu performanțe ridicate. Sudurile realizate au fost analizate din punct de vedere macro și microstructural, s-au măsurat duritățile de-a lungul zonelor sudurilor și piesele sudate au fost supuse la diverse încercări mecanice.

5.4.1. Prin procedeul de sudare prin frecare convențională se pot obține suduri de calitate deoarece nici una din sudurile examinate nu a avut defecte macrostructurale (de formă geometrică, fisuri, lipsă de legătură) sau microstructurale (fisuri, pori, incluziuni, faze nedorite).

5.4.2. La sudarea oțelurilor nealiate cu conținut în carbon $< 0,45 \%$, prin alegerea corespunzătoare a parametrilor regimului în sudură se obțin constituenți structurali și durități care nu necesită aplicarea unui tratament termic după sudare.

5.4.3. La sudarea oțelurilor nealiate cu $0,45 \%$ C tip OLC45, necesitatea tratamentului termic este impusă de omogenitatea structurală a materialului de bază. Astfel, dacă componentele au înainte de sudare o structură ferito-perlitică omogenă, prin alegerea corespunzătoare a regimului de sudare, nu mai este nevoie de tratament termic.

5.4.5. La sudarea oțelurilor nealiate cu conținut $> 0,45 \%$ C respectiv la sudarea oțelurilor aliate, după sudare, în zona influențată termic apar constituenți de tip bainitic sau martensitic cu durități mai mari de 350 HV5. Se recomandă aplicarea unui tratament termic de normalizare după sudare. La sudarea oțelurilor de îmbunătățire procesul de sudare se poate intercala

cu tratamentul termic de îmbunătățire conform schemei : călire - sudare - revenire, ceea ce conduce la obținerea unei structuri omogene de îmbunătățire de-a lungul zonelor sudurii.

5.4.5. La sudarea oțelurilor mult diferite din punct de vedere al compoziției chimice, structurii metalografice și caracteristicilor mecanice ca de exemplu, sudarea oțelului sustenitic termorezistent 21.4 N cu oțelul de îmbunătățire 4CrMoCr15, procesul de sudare trebuie intercalat cu un tratament termic. Se efectuează tratamentul termic complet al oțelului termorezistent, se căleşte oțelul de îmbunătățire, se sudază componentele și se efectuează un tratament termic de revenire piesei sudate.

5.4.6. La sudarea oțelurilor de scule cu oțelurile tip OLC45 după sudare, se recomandă tratamentul termic de recocere.

5.4.7. Componentele din oțel pot fi sudate cu ușurință cu componente din alte materiale cum ar fi aliajele de cobalt și fierul armo obținându-se suduri fără defecte și cu caracteristici mecanice comparabile cu ale materialului de bază.

5.4.8. La cele 12 exemple de aplicații ale sudării prin frecare, piesele sudate au fost supuse la o mulțime de încercări mecanice. Aceste încercări au fost fie încercări "clasice" tracțiune, îndoire, torsiune, oboseală, fie specifice unor piese, ca de exemplu, încercarea cu călă înclinată sub cap respectiv încercarea tenacității capului la șuruburile de păsuire sau încercarea de splatisare a axelor cardanice. De asemenea aceste încercări s-au efectuat fie pe epruvete standardizate prelevate din piesele sudate, debavurate sau nedebavurate. În toate cazurile, ruperile s-au produs în materialele de bază.

5.5. Tehnologiile de sudare prin frecare elaborate conduc la obținerea unor importante economii de manoperă, materiale și energie electrică. Din cele prezentate în lucrare se poate trage concluzia că aplicarea procedurii este eficientă din punct de

vedere tehnic și economic în cel puțin trei direcții :

5.5.1. Înlocuirea procedeelor clasice de sudare cu arcul electric, sau electric prin presiune, cu consum de materiale, manoperă și energie electrică mai ridicat și productivitate mai scăzută, cu procedeul de sudare prin frecare (Exemple: roțile de benzi rulante, arborii cardanici, sculele).

5.5.2. Înlocuirea pieselor executate din materiale scumpe și deficitare cu piese bimetalice sudate între ele prin frecare (Exemple: supapele, rotoarele de turbină).

5.5.3. Înlocuirea pieselor forjate de formă geometrică complicată cu piese laminare sudate între ele prin frecare (Exemple: arborii cu came, axele planetare, arborii cotiți).

5.6. Procedeul de sudare prin frecare, în variantele care se aplică industrial, are aplicabilitate limitată deoarece, cel puțin, una din componente trebuie să fie rotundă și de lungime limitată de posibilitățile de strângere și antrenare în mișcare de rotație. Pentru a depăși aceste limite s-a dezvoltat sudarea cu material de adaos.

5.7. Sudarea prin frecare cu material de adaos, în varianta dezvoltată la ISIM Timișoara are următoarele avantaje față de sudarea prin frecare indirectă și sudarea prin frecare radială :

- se pot executa componente cu secțiuni de forme diferite de cea circulară și de lungimi nelimitate de mașina de sudat ;

- sudura se realizează pe întreaga suprafață a componentelor de sudat și nu este necesară prelucrarea cuspilor componentelor ;

- piesa intermediară are formă simplă și nu necesită prelucrări mecanice complicate fiind debitată din table laminare ; antrenarea în mișcarea de rotație se face prin conturul plăcuței și nu necesită dispozitive complicate ;

- nu necesită dispozitive complicate de compresie sau dilatare radială a piesei intermediare.

5.8. Mașina de sudat prin frecare cu material de adeos concepută și realizată la ISIK Timișoara în variantă universală permite sudarea componentelor sub formă de bare rotunde, pătrate, hexagonale etc., țevi de lungimi nelimitate de mașină cu secțiunea maximă de 1250 mm². Constructiv această mașină este mai simplă decât mașinile de sudat prin frecare convenționale deoarece nu necesită dispozitive de strângere și antrenare în mișcare de rotație prevăzute cu sisteme de lăgăruire și cu mandrine hidraulice complicate.

5.9. Experimentările efectuate la sudarea prin frecare cu material de adeos a barelor rotunde din OL50 cu diametrul de 34 mm, folosind ca material de adeos plăcuțe din OL37 de 9 mm grosime au arătat că prin această metodă se pot obține suduri cu caracteristici mecanice ridicate, piesele sudate supuse la tracțiune s-au rupt în materialul de bază.

5.9.1. Programul de experimentări a urmărit modul cum influențează timpul de frecare și presiunea de refulare forma sudurii, structura metalografică și rezistența la tracțiune a sudurii; o anumită formă a zonei centrale corespunde sudurilor cu rezistență la tracțiune ridicată.

5.10. Rezultatele experimentărilor de sudare prin frecare cu material de adeos deschid perspective de extindere a aplicării procedurii de sudare "în teren" a țevelor de foraj, a conductelor de orice fel, la recuperarea deșeurilor de bare și țevi din șantiere și întreprinderi, la realizarea unor piese de formă spațială complicată cum ar fi arborii cotiți.

Autorul consideră drept contribuții originale :

a. Elaborarea unei metodologii de optimizare a principalelor parametri ai regimului de sudare prin frecare ;

b. Elaborarea, împreună cu colectivul de sudare prin frecare de la ISIK Timișoara, a peste 50 de tehnologii de sudare a diferitelor tipuri de piese, care, cumulat, aduc beneficiarilor economii de manoperă, materiale și energie electrică estimate la peste 15 milioane lei/an.

c. Conceperea și realizarea unei mașini de sudat prin frecare cu material de adaos.

d. Cercetarea fenomenelor specifice sudării prin frecare cu material de adaos, constituind noutăți pe plan mondial.

e. Este autor principal și coautor de trei brevete de invenții :

- brevetul nr.72722/28.01.1979 cu titlul "Procedeu de sudare prin frecare a barelor și țevilor"

- brevetul nr.72723/28.06.1979 cu titlul "Procedeu de sudare prin frecare a barelor profilate"

- brevetul nr.77943/29.06.1981 cu titlul "Procedeu de realizare a arborilor cotiți prin sudare".

În concluzia lucrării de doctorat, se consideră că procedeul de sudare prin frecare este un procedeu care se aplică în condiții avantajoase din punct de vedere tehnic și economic asigurând sudurilor realizate calități corespunzătoare scopului propus.

Pentru lărgirea domeniului de aplicare al procedeuului de sudare prin frecare, autorul apreciază ca necesară rezolvarea următoarelor probleme :

- studierea comportării la sudarea prin frecare a altor materiale : cupru, aluminiu, titan respectiv a aliajelor lor, precum și diverse combinații de materiale ;

- elaborarea unui sistem de control activ al procesului de sudare prin frecare ;

- continuarea experimentărilor legate de sudarea prin frecare cu material de adaos, conceperea unor mașini de sudat "în teren".

BIBLIOGRAFIE

1. GADEA, S., PETRESCU, M., Metalurgie fizică și studiul metalelor. Editura didactică și pedagogică, București, 1981, vol.I și II.
2. SALAGEAN, T. Fenomene termice și metalurgice la sudarea cu arcul electric, Editura Academiei, București, 1963.
3. AVRAN, I., SALAGEAN, T., Procedee conexe sudării, Editura tehnică, 1968.
4. SALAGEAN, T. Oțeluri pentru structuri sudate, Editura Pacla, 1974.
5. SALAGEAN, T. Sudarea cu arcul electric, Editura Pacla, 1977.
6. ANTONESCU, I., BOARNA, C., DOBOSAN, V., STOLANOVICI, P., Sudarea prin presiune, Editura tehnică, 1969.
7. PAVELESCU, D. Concepții noi, calcul și aplicații în frezarea și usarea solidelor deformabile, Editura Academiei RSR, 1971.
8. BOARNA, C. Cercetări privind influența deformației plastice asupra calității sudurilor realizate prin presiune, în capete Teză de doctorat, IPTV Timișoara, 1970.
9. DEHELEAN, D. Optimizarea tehnologică și energetică la sudarea cu arc rotitor, Teză de doctorat, IPTV Timișoara, 1978.
10. DIETER, G. Metalurgie mecanică, Editura tehnică, București, 1970.
11. VILL, V.I. Svarca metelov trenica, Leningrad, 1970.
12. CORAB, G.N., CASATKIN, B.G., HAZARCİK, A.T. Obrazovanie fizicescovo contacta pri svarka bez oploxenia. In : Avtomaticeskaja svarca, 1968, nr.2.

13. KRAGELSKI, I.V. Trenie i iznos - Masghiz, 1962.
14. VINOGRADOVA, I.E. Znachenie zasedania pri trenii. Razvitie teorii trenie i iznosivania. Trudi sovećianis po teorii trenis i iznosivania. M.A.N., URSS, 1957.
15. DUFFIN, P. and BAHRAHI, A.S. The mechanics of friction welding. In : Advances in welding processes, Third international conference, Harrogate England, 7-9 May 1974.
16. HASSUI, A. and FUKUSHIMA, S. On the Torque in friction welding, Transaction of the Japan Welding Society, vol.9, No.1, April 1977 - IIF Doc III - E - 77.
17. BOLDIREV, R.N., VOINOV, V.P. Vozmojnie priçini ekstremna crutiagcieve momenta v proçese nagreva pri svarska treniea, Svarocinoe proizvodstvo, nr.1, 1980.
18. WANG, K.K. and WEH LIN, Flywheel friction welding research, Welding Journal, 1974, No.6.
19. NAKANURA, K., NAKAHARA, S. Study on friction wåting - Torque in Frictional process and optimum welding conditions for plain carbon steels.
20. RICH, T., RICHARD, R. Thermal analysis for basic friction welding - Metal Construction and British Welding Journal No.3 1971.
21. RIKALIN, E.N., PUGIN, A.J., VASILIEVA, V.A. Incålzirea și răcirea capetelor țevilor în timpul procesului de sudare prin frecare, Svarocinoe Proizvodstvo, octombrie 1959.
22. CHENG, C.J. Transient temperature distribution during friction welding of two similar materials in tubular form - Welding Journal, 41, Decembrie 1962.
23. CHENG, C.J. Thermal aspects of the friction welding process Part 1, Joining of two similar materials, Technical Report 296, Connecticut, July 7, 1961.

24. HOLLANDER, M.B. Developments in friction welding, *Metals Engineering*, 2 May, 1962.
25. VILL, V.L. Friction welding of metals, Reinhold Publishing Corporation, New York, 1962.
26. GELMAN, A.S., SANDER, M.P. Incălzirea capetelor țevilor cu pereți groși sudați prin frecare, *Svarocinoc Proizvodstvo*, Octombrie 1959.
27. ZACKSON, R.I., VOZNESENSKY, V.D. Parametrii care determină încălzirea la sudarea prin frecare, *Svarocinoc Proizvodstvo*, Octombrie 1959.
28. SQUIRES, J.F. Thermal and mechanical characteristics of friction welding mild steel, *British Welding Journal*, 11, noiembrie 1966.
29. STERNIN, L.A. Sudarea prin frecare a metalelor diferite, *Avtomaticheskaya Sverka*, nr.18, martie 1965.
30. AASUI, A., FUKUSHIMA, S. and KINUGAWA, J. Experimental studies on friction welding phenomena, National Research Institute for Metals. IIW - Doc. III- 369 - 69.
31. EICHHORN, P. and SCHAEFER, R. Fundamental Investigation into Friction Welding, Aachen, IIW-Doc. III - 373 - 69.
32. EICHHORN, P. und SCHAEFER, R. Beitrag zu den Vorgängen an der Verbindungsstelle beim Konventionellen Reibschweißen von Stahl. *Schweißen und Schneiden* 20, 1968.
33. ELLIS, C.R.G. Friction Welding Application in the U.K. Fabrication in Quantity Production. *Metal Construction and British Welding Journal*, 1973, nr.10.
34. LUCAS, W. Effect of friction pressure, forge pressure and weld time on joint strength and microstructure of mild steel friction welds. *Metal Construction and British Welding Journal* nr.8, 1973.

35. LUCAS, W. Process parameters and friction welds, Metal Construction and British Welding Journal, nr.8, 1973.
36. ZAKRADNIK, R. Theory and techniques of optimisation for practicing engineers, Barne & Hables, New-York, 1971.
37. ARJOCA, I. Optimierung der technologie der Reibschweißung der rollbänderrollen, ZIS Mitteilungen, 1977, nr.3.
38. ARAKY, I., SKINADA, K. Quality assurance on the friction welding processes. DVS Berichte 28 - Annual assembly, 1973.
39. x x x Recommendations for friction welding butt points in metals for high duty applications, The Welding Institute, Cambridge, 1975.
40. DREWS, P. MEYER, B. and SCHMIDT, I. Development and application of a computer control system for friction welding, IIF - Doc. III - 581 - 78.
41. KICHORN, P. SCHAEFER, R. Reibschweißen in kraftfahrsegenban, Schweißen und Schneiden, 20, 1968, nr.11.
42. DAINES, I.W. Friction welding applications in the U.K.II Metal Construction and British Welding Journal, 1973, nr.11.
43. WELZ, W. DENNIN, G. Reibschweißen von Schnellarbeitsthal mit Werhütungsthal. Schweißen und Schneiden, 1973, nr.2.
44. ELLIS, C.R.G. As the friction welding pressure increases, without limits, the tensile strength of the weld increases. Welding Research Supplement, 1972, nr.1.
45. PAGE, M.L. Friction welding in Japan, Metal Construction, 1970, nr.5.
46. CALDERALE, P.M. Sintesa cerestărilor asupra sudării prin frecare. Revista Italiană della Saldatura, nr.5, 1970.

47. GANOWSKI, P.N. Practical considerations for friction welding. *Welding Engineer*, May, 1973.
48. KURUZAR, D.L. Joint Design for the Friction Welding Process *Welding Journal*, 1979, 6.
49. SEREGIN, S.A., SABANTEV, V.P. Svarca trenica plastičeski deformirovannoi stali, *Svarocinoo proizvodstvo*, 1975, nr.11.
50. x x x Friction welding of economiser tubes of power boilers in an automated production line, *IW Doc. III - 511 - 74*.
51. x x x Experimentări de sudare prin frecare a guruburilor de întindere BV - 38/G.O.-7.3A, studiu ISIM Timișoara, 1977.
52. x x x Stabilirea tehnologiei de sudare prin frecare a lamărilor țevă - cap, studiu ISIM Timișoara, 1975.
53. x x x Stabilirea tehnologiei de sudare prin frecare a tarosilor de mașină, Studiu ISIM Timișoara, 1975.
54. x x x Sudarea prin frecare a fusului ax și a arborelui cu came, Studiu ISIM Timișoara, 1981.
55. x x x Sudarea prin frecare a arborilor cardanici, Studiu ISIM Timișoara, 1981.
56. x x x Sudarea prin frecare a furcilor cu butuc, Studiu ISIM Timișoara, 1981.
57. x x x Tehnologie sudării prin frecare a arborilor planetari, Studiu ISIM Timișoara, 1979.
58. x x x Sudarea prin frecare a guruburilor de pănuire, Studiu ISIM Timișoara, 1979.
59. x x x Stabilirea tehnologiei de sudare prin frecare a unor elemente de arbori cotiți. Studiu ISIM Timișoara, 1979.

60. x x x Stabilirea tehnologiilor de sudare prin frecare a componentelor de arbori cotiți executați din 41MoC 18, OLC45 și OL37. Studiu ISIM Timișoara, 1980.
61. x x x Cercetări privind sudarea cap la cap prin frecare a semifabricatelor de supape pentru motoare diesel R.251, Studiu ISIM Timișoara, 1973.
62. x x x Cercetări privind aplicarea procedurii de sudare cap la cap prin frecare la semifabricatele pentru scule din oțel Rp3 + OLC45 și DMo5 + OLC45, Studiu ISIM Timișoara, 1973
63. x x x Cercetări privind sudarea prin frecare a materialului turbo-tera W 4989 cu OLC45, Studiu ISIM Timișoara, 1976.
64. BOARNA, C., DEHELEAN, D., ARJOCA, I. Procedee neconvenționale de sudare, Editura Facla, Timișoara, 1980.
65. ARJOCA, I. Optimierung der technologie der Reibschweißung der rollbänderrollen, ZIS Mitteilungen, nr.3, 1977.
66. NICHOLAS, E.D. LILLY, R.H. Radial friction welding - Doc. IIS - III - 632 - 80.
67. x x x Sudarea prin frecare cu material de adeziv a barelor și realizarea echipamentului adecvat. Studiu ISIM Timișoara, 1966.
68. NING, F. Low temperature friction welding of aluminium to copper, IIV Doc. III - 327 - 66.
69. VILL, V.I. Investigation and application of friction welding in the USSR, IIV Doc. III - 368 - 69.
70. HAKAMURA, K., HAKAHARA, S. Friction welding of non circular section workpieces by phase-matching friction welding machine, IIV, Doc. III - 390 - 80.

71. ARAKI, Y. and all, Study on the friction welding, IIW - Doc III - 410 - 71.
72. x x x Application of friction welding in Japan, IIW Doc.III 470 - 73.
73. x x x Friction welding machine in Japan, IIW - Doc III - 469 - 73.
74. WELZ, W., DENNIN, G., Friction welding with additional induction heating, IIW Doc. III - 510 - 74.
75. NAKAMURA, T. Report on resistance welding and friction welding studies in 1975, IIW - Doc. III 546 - 76.
76. MILAN, L., ELLIS, C.R.G. Tests for resistance and friction butt welds, IIW - Doc. III - 562 - 77.
77. BASLER, B., ERDMANN, P. REHPELDT, D. Contribution to the friction welding aptitude of cast iron - IIW - Doc.III - 595 - 78.
78. HASUI, A. TANAKA, H., Friction welding of Cr-Mn steel and carbon steel, IIW Doc.III - 605 - 79.
79. SATOH, T. Report of resistance welding and friction welding studies, 1979, IIW Doc.III - 639 - 80.
80. DREWS, P., SCHMIDT, I. Quality control by ultrasonic fault detection in friction welds of mild steel, IIW Doc.III - 686 - 80.
81. ARJOCA, I. Sudarea prin frecare a supapelor de motoare diesel, Sesiune de comunicări ICPTCM București, 1973.
82. ARJOCA, I. Controlul calității îmbinărilor sudate prin frecare, B.I.P. nr.2, 1974.

83. ARJOCA, I. Svarca treniem prutkov iz termouprocinisemov stalii, Informaționie materialii, Kiev, 1975, nr.1.
84. ARJOCA, I. Svarca treniem valicov rolganga. Informaționie materialii, Kiev, 1976, nr.1.
85. ARJOCA, I., DIMA, GH. Sudarea prin frecare a rotoarelor de turbină, Sesiune de comunicări ISIM Timișoara, 1977.
86. ARJOCA, I., DIMA, GH. Svarka treniem turbionnîh rotorov, Informaționie materialii, Kiev 1978.
87. ARJOCA, I. Aplicarea procedului de sudare prin frecare în construcția de autoturisme, Sesiune de comunicări, Pitești, 1978.
88. ARJOCA, I., DIMA, GH. Calculul eficienței tehnico-economice a aplicării sudării prin frecare cu particularizare la sudarea rotelor transportoare miniere, Sesiune de comunicări, ISIM Timișoara, 1978.
89. ARJOCA, I. Tehnologii de sudare prin frecare aplicate în construcția de mașini, Sesiunea de comunicări Galați, 1979.
90. ARJOCA, I. Sudarea prin frecare cu și fără material de adăos, Sesiune de comunicări, Academia Militară București, 1980.
91. ARJOCA, I. Aplicații ale sudării prin frecare în construcția de mașini, Construcția de mașini, nr.7-8, 1980.
92. ARJOCA, I. Tehnologii și echipamente de sudare prin frecare realizate la ISIM Timișoara, Sesiune de comunicări, ISIM Timișoara, 1980.
93. ARJOCA, I. Avantajele tehnice și economice ale aplicării sudării prin frecare, Sesiunea de comunicări, Constanța 1981

94. ARJOCA, I. DINA, GH. Inlocuirea pieselor forjate de formă complexă cu piese sudate prin frecare, Sesiune de comunicări, Brăila, 1981.
95. ARJOCA, I. Studierea procesului tehnologic la sudarea prin frecare a supapelor de motoare diesel cu diametrul tijei de 18 mm, Consfătuire CAER, tema V sudură, Gliwice, RPP, 1976.
96. ARJOCA, I. Studiul îmbinărilor sudate prin frecare a barelor de diferite dimensiuni din oțel cu 0,45% C, Consfătuire CAER, tema V, Sudură, Bratislava, RSS, 1977.
97. ARJOCA, I. Elaborarea tehnologiei de sudare prin frecare a elementelor componente ale carcaselor de bobine, Consfătuire CAER, tema V Sudură, Karl-Marx-Stadt, RDG, 1978.
98. ARJOCA, I. Determinarea domeniilor de aplicare a procesului de sudare prin frecare și elaborarea tehnologiilor concrete, Consfătuire CAER, tema V Sudură, Buziaș, 1979.
99. ARJOCA, I. Stabilirea tehnologiei de sudare prin frecare a componentelor de arbori cotiți, Consfătuire CAER, tema V Sudură, Kiev, URSS, 1980.
100. ARJOCA, I. Studierea procesului de sudare prin frecare cu piesă intermediară, Consfătuire CAER, tema V Sudură, Kiev, URSS, 1980.
101. ARJOCA, I. Stabilirea tehnologiei de sudare prin frecare a arborilor cardanici, Consfătuire CAER, tema V Sudură, Budapesta, RPU, 1981.
102. ARJOCA, I. Cercetarea caracteristicilor de rezistență la oboseală, de torsiune a elementelor de arbori cotiți sudați prin frecare, Consfătuire CAER, tema V Sudură, Budapesta, PRU, 1981.

CUPRIN

	Pagina
Introducere	2
1. Procesul de sudare prin frecare	5
1.1. Formarea sudurilor prin presiune	5
1.2. Noțiuni despre teoria frecării	11
1.3. Mecanismul sudării prin frecare	17
1.4. Studiul momentului de frecare	29
1.5. Câmpul termic la sudarea prin frecare	43
2. Tehnologia sudării prin frecare	59
2.1. Pregătirea componentelor pentru sudare	59
2.2. Parametrii regimului de sudare	6
2.3. Influența parametrilor asupra caracteristi- cilor sudurilor realizate	65
2.4. Alegerea parametrilor regimului de sudare ...	78
2.5. Controlul calității sudurilor realizate prin frecare	89
3. Sudarea prin frecare a diferitelor piese din oțel și din aliaje neferoase	95
3.1. Sudarea guruburilor de întindere	96
3.2. Sudarea rotelor de benzi rulante transpor- toare	99
3.3. Sudarea tarozilor de mașină	105
3.4. Sudarea arborelui cu came	112
3.5. Sudarea arborilor cardanici	116
3.6. Sudarea axelor planetare	126
3.7. Sudarea guruburilor de pănuire	131
3.8. Sudarea arborilor cotiți	135
3.9. Sudarea supapelor motoarelor diesel	141

3.10.	Sudarea sculelor aşchietoare	149
3.11.	Sudarea rotoarelor de turbină	154
3.12.	Sudarea carcasselor de bobină	157
3.13.	Probleme de tratament termic al pieselor sudate prin frecare	160
3.14.	Încercările mecanice ale pieselor sudate prin frecare	161
4.	Sudarea prin frecare cu material de adaos	163
4.1.	Extinderea domeniului de aplicare a sudării prin frecare	163
4.2.	Sudarea prin frecare radială	167
4.2.1.	Echipamentul experimental realizat	167
4.2.2.	Experimentări de sudare	169
4.2.3.	Perspectivile sudării prin frecare radiale	174
4.3.	Sudarea prin frecare cu material de adaos	175
4.3.1.	Echipamentul de sudare realizat	173
4.3.2.	Sudarea prin frecare cu material de adaos a barelor rotunde	183
4.3.3.	Perspectivile sudării prin frecare cu material de adaos	202
5.	Concluzii	203
	Bibliografie	209