

CUPRINS

Introducere	3
1. Influența câmpurilor magnetice asupra arcului electric la sudare	5
1.1. Arcul electric	5
1.2. Influența câmpului magnetic asupra arcului electric ..	7
1.3. Mișcarea unui arc electric într-un câmp magnetic ..	9
1.3.1. Mișcarea retrogradă a arcului	9
1.3.2. Moduri de deplasare a arcului în câmp magnetic	14
1.3.3. Viteza de deplasare a arcului în câmp magnetic	15
1.4. Sudarea cu arc rotitor	20
2. Studiul parametrilor procesului de sudare cu arc rotitor	23
2.1. Parametrii sudării cu arc rotitor	23
2.2. Parametrii etapei de prindere	27
2.3. Parametrii etapei de încălzire	28
2.3.1. Câmpul magnetic la sudarea cu arc rotitor ..	28
2.3.2. Caracteristica volt-amperică a arcului rotitor	43
2.3.3. Viteza de deplasare a arcului rotitor	48
2.3.4. Influența gazului de protecție	59
2.3.5. Distanța dintre piese	62
2.3.6. Pregătirea pieselor pentru sudare	62
2.4. Parametrii etapei de refulare	63
2.4.1. Forța de refulare	63
2.4.2. Viteza de refulare	65
2.5. Parametrii principali ai procesului de sudare	66
3. Procese energetice la sudarea cu arc rotitor	69
3.1. Câmpul termic la sudarea cu arc rotitor	69

3.1.1. Câmpul termic la sudare	69
3.1.2. Câmpul termic la încălzirea cu arc rotitor	73
3.1.3. Câmpul termic la răcirea după refulare	84
3.1.4. Modelarea electrică a câmpului termic	88
3.1.4.1. Studiul analitic al câmpului termic ...	93
3.1.4.2. Studiul experimental al câmpului termic	100
3.1.4.3. Câmpul termic la sudarea cu arc roti- tor în cazul considerării schimbului de căldură prin convecție	106
3.1.4.4. Influența lungimii pieselor asupra câmpului termic la sudare	111
3.2. Influența procesului de încălzire asupra rotației arcului	113
3.3. Eficiența energetică a sudării cu arc rotitor	116
3.3.1. Randamentul efectiv al procesului de încălzire cu arc rotitor	118
3.3.2. Randamentul termic al procesului de încălzire cu arc rotitor	123
3.4. Consumul de energie la sudarea cu arc rotitor	127
4. Optimizarea tehnologică la sudarea cu arc rotitor	132
4.1. Metodologia de optimizare a tehnologiei de sudare ...	132
4.2. Program de calcul al regimului de sudare cu arc rotitor	134
4.3. Optimizarea tehnologiei de sudare cu arc rotitor a țevilor din oțel carbon	135
4.4. Sudarea cu arc rotitor a țăvilor cu grosime mare	144
5. Eficiența economică a sudării cu arc rotitor	147
5.1. Eficiența aplicării unui nou procedeu de sudare	147
5.2. Metodologia de calcul al prețului de cost la sudare ..	148
5.3. Eficiența aplicării sudării cu arc rotitor	150
6. Concluzii	158
Bibliografie	165

Introducere

Dezvoltarea industrială din perioada actuală ridică cerințe din ce în ce mai ridicate sudurii. Apar materiale noi, se dezvoltă materiale compuse din metale și mase plastice, sticlă sau ceramice, se elaborează oțeluri de mare rezistență (1000 - 5000 N/mm²). Se mărește ponderea sudurii în domeniul tehnologic.

Procedeele de sudare convenționale nu mai pot rezolva pertinent toate problemele de sudare. Este necesară, de aceea, atât perfecționarea procedeeilor de sudare convenționale, cât și dezvoltarea unor noi procedee de sudare.

Sudarea cu arcul electric este, astăzi, în toate țările, procedeul de sudare cu cel mai mare volum de aplicare. Ridicarea eficienței acestui procedeu devine, astfel, un deziderat major în dezvoltarea sudurii. Lucrările de dezvoltare în acest domeniu urmăresc stăpînirea comportării arcului electric, realizarea unor procese definite de comandă și reglare a arcului, renunțarea la transferul metalurgic întâmplător la sudare, stăpînirea mecanismelor de topire și transfer a picăturii prin spațiul arcului electric etc.

În primul plan al lucrărilor de dezvoltare a procedeu-ului de sudare cu arc electric stă, în ultimii ani, folosirea câmpurilor magnetice suplimentare, precum și a impulsurilor de curent, respectiv a combinației dintre ele.

Pe de altă parte, prin utilizarea influenței câmpurilor magnetice asupra arcului electric se dezvoltă noi procedee de sudare ca, de exemplu, sudarea cu arc rotitor, sudarea circumferențială, sudarea cu electrod bandă de lățime mare.

Lucrarea de față reprezintă o sinteză a studiilor făcute de autor în domeniul sudurii cu arc rotitor.

Experimentările din cadrul lucrării au fost efectuate la Institutul de sudură și încercări de materiale (ISIM) Timișoara, institut în care autorul își desfășoară activitatea de peste 8 ani.

La elaborarea lucrării autorul s-a bucurat de grija și sprijinul conducerii ISIM care i-a creat condiții excelente pentru formarea sa profesională și desfășurarea activității de cercetare.

Autorul dorește să exprime recunoștința sa conducătorului științific, prof. Traian Sălăgean, membru corespondent al Academiei RSR, căruia îi datorează formarea sa ca cercetător în domeniul sudurii. Pe tot parcursul activității sale, autorul s-a bucurat de grija și îndrumarea permanentă din partea conducătorului său științific.

Autorul își exprimă, de asemenea gratitudinea sa față de dr. ing. Clara Boarnă pentru sprijinul continuu, prietenesc, pe care i l-a dat în întreaga sa activitate în domeniul sudurii, precum și pentru climatul favorabil creat în laboratorul pe care îl conduce și din care autorul are plăcerea să facă parte.

1. Influența câmpurilor magnetice asupra arcului electric la sudare

1.1. Arcul electric

Arcul electric este o descărcare electrică stabilă între doi electrozi la densități mari de curent, în mediu gazos. Arcul electric la sudare nu se deosebește, principial, de descărcările electrice în gaze, avînd însă, comparativ cu descărcările luminescente, o cădere de tensiune catodică mai mică și o temperatură a catodului mai mare /1/. Conform condițiilor energetice ale fenomenelor din spațiul arcului, acesta prezintă trei zone distincte și anume : zona catodică, coloana arcului și zona anodică, figura 1.1.

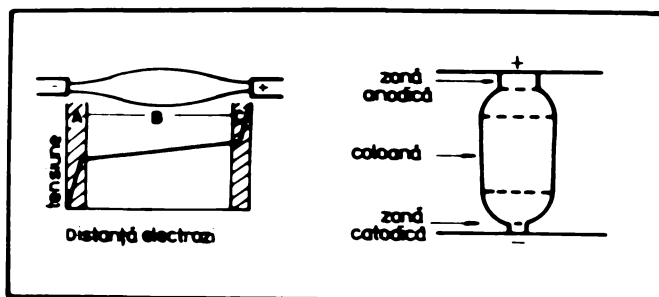


Figura 1.1.

Zona catodică, plasată în vecinătatea nemijlocită a catodului, are o lungime relativ redusă, avînd ordinul de mărime egal cu drumul liber mijlociu al electronilor ($10^{-4} - 10^{-6}$ cm). Repartizarea curentului pe suprafața catodului nu este uniformă, curentul concentrîndu-se pe o suprafață redusă, numită pata catodică. Căderea de tensiune în zona catodică este de cca 10 - 20 V, iar densitatea de curent în pata catodică poate avea valori de peste 10^6 A/cm².

Coloana arcului este regiunea în care au loc ionizări, excitări și recombinații. Ea furnizează ioni pozitivi zonei catodice, aceștia neutralizând sarcina spațială din fața catodului. Tensiunea se repartizează relativ uniform pe coloană, putându-se defini o rezistență electrică a acesteia. Curentul în coloana arcului este purtat, practic în exclusivitate (99%), de electroni, contribuția ionilor pozitivi fiind, datorită masei mai mari și a drumului liber redus, neglijabilă /3/.

Zona anodică este domeniul din fața anodului, având dimensiuni de același ordin de mărime cu zona catodică. Existența ei se explică prin reducerea gradului de ionizare față de valoarea din coloană, datorită temperaturii mai reduse a anodului. Căderea de tensiune anodică este inferioară celei catodice și are valori de cca 1 - 12 V. Densitățile de curent în pata anodică variază în domeniul $10^4 - 10^5$ A/cm² /4/.

Coloana arcului este un conductor electric (gazos), care poate fi afectat de forțe mecanice, electromagnetice, termodinamice. Supus acțiunii unui câmp magnetic, arcul va fi deflecat sub acțiunea forței electromagnetice create.

Asupra unei sarcini electrice q în mișcare cu viteză v , aflată într-un câmp magnetic de inducție B va acționa o forță electromagnetică F , având expresia :

$$\vec{F} = q [\vec{v} \times \vec{B}] \quad (1.1)$$

Forța F este perpendiculară atât pe direcția vitezei sarcinii electrice, cât și pe direcția câmpului magnetic.

Asupra unui conductor electric masiv de lungime dl , parcurs de curentul I și aflat în câmpul magnetic de inducție B , se exercită forța electromagnetică F :

$$\vec{F} = I [d\vec{l} \times \vec{B}] \quad (1.2)$$

1.2. Influența cîmpului magnetic asupra arcului electric

Deplasarea ușoară a unui arc electric într-un cîmp magnetic este, de multă vreme, obiectul unor aplicații în electrotehnică. Încă de la sfîrșitul secolului trecut, s-a utilizat deflexia arcului electric cu un cîmp magnetic pentru întreruperea curenților electricei de mare intensitate /5/. Prin mărirea lungimii arcului cu un cîmp magnetic se asigură o stingere rapidă a sa. Pentru stabilizarea funcționării lămpilor de iluminat cu arc s-au utilizat magneți permanenți /6/.

În ceea ce privește arcul electric la sudare, Benardos și Zerener au studiat deja posibilitatea influențării stabilității arderii arcului folosind cîmpuri magnetice exterioare.

Interacțiunea dintre curentul de sudare și cîmpul magnetic propriu al arcului crează un fenomen neplăcut, cunoscut sub denumirea de suflaj magnetic /4/.

Prin suprapunerea unor cîmpuri magnetice exterioare de diferite forme asupra arcului electric se pot obține efecte benefice la sudare, ca de pildă, creșterea puterii de topire, realizarea unui transfer de material cu picături fine /7/.

Din punctul de vedere al orientării cîmpurilor magnetice exterioare ce se aplică asupra arcului de sudare, se întîlnesc următoarele cazuri /8/ :

- cîmp magnetic longitudinal (față de axa arcului electric),
- cîmp magnetic transversal (perpendicular pe direcția de sudare și pe axa arcului),
- cîmp magnetic paralel (cu direcția de sudare).

Se utilizează cîmpuri magnetice constante sau variabile. Se pot utiliza cîmpuri magnetice sub formă de impulsuri, putîndu-se defini un procedeu de sudare cu impulsuri magnetice, asemănător cu procedeul de sudare cu impulsuri electrice /9/.

În prezent, se utilizează acțiunea unor câmpuri magnetice exterioare asupra procedeelor de sudare manuală cu electrozi, /10/, /7/, sudare în medii de gaze protectoare, /11/, /12/, /13/, sudare sub flux /14/, sudare în baie de zgură /15/, sudare cu plasmă /16/.

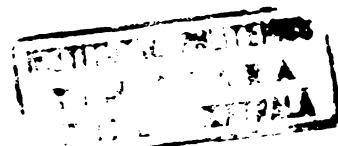
În figura 1.2 se sintetizează influența câmpurilor magnetice exterioare asupra formei cusăturii la sudarea cu arc electric /17/.

Nr	Direcția câmpului magnetic	Poziția magnetului	Polaritatea curentului de excitație magnetică	Deflecția arcului	Simbol pentru deflecția arcului	Forma cusăturii	
						fără câmp magnetic	cu câmp magnetic
1	Transversal		Curent continuu	în direcția de sudare			
2			Curent alternativ	oscilant în direcția de sudare			
3	Paralel		Curent continuu	perpendicular pe cusătură			
4			Curent alternativ	oscilant perpendicular pe cusătură			
5	Aceiași polaritate a electromagnetelor		Curent continuu	Stabilizare în direcția axei arcului			
6	Longitudinal		Curent continuu	rotire în jurul axei electrodului			

Figura 1.2.

Dacă un arc electric care arde între doi electrozi tubulari coaxiali este supus acțiunii unui câmp magnetic radial, el va descrie o mișcare de rotație pe suprafața electrozilor /18/. Această rotație a arcului poate fi folosită pentru încălzirea pieselor pentru sudare, creîndu-se astfel un procedeu de sudare cu arc rotitor /19/.

Folosind acțiunea unor câmpuri magnetice exterioare s-au dezvoltat și alte procedee de sudare ca, de exemplu, sudarea cu centură magnetică, /20/, sudarea circumferențială, /21/ sau sudarea cu electrozi speciali /17/.



1.3. Mișcarea unui arc electric într-un câmp magnetic

În ultimii ani s-au efectuat studii sistematice asupra comportării arcelor electrice în câmpuri magnetice exterioare. Majoritatea studiilor s-au făcut în următoarele condiții :

- a. electrozii au suprafețe plane, paralele sau sferice concentrice,
- b. câmpul magnetic are direcție transversală (față de axa arcului)
- c. mișcarea coloanei arcului și a petelor anodică și catodică poate avea loc simultan la viteze mari. Datorită vitezelor de deplasare ridicate nu se produce o topire a suprafețelor electrozilor.

Studiul comportării unui arc electric într-un câmp magnetic este mult mai dificil decât studiul mișcării unui conductor electric masiv. În multe situații însă, se aproximează comportarea unui arc electric cu aceea a unui conductor masiv. Această ipoteză este motivată de faptul că rezistența principală opusă deplasării arcului este de natură aerodinamică. Coloana arcului se află la temperatură ridicată, iar întrucât vâscozitatea unui gaz crește proporțional cu rădăcina patrată a temperaturii sale absolute, este posibil ca o coloană caldă să se deplaseze printr-un gaz rece fără să-și piardă legăturile /22/.

1.3.1. Mișcarea retrogradă a arcului

Complexitatea deflexiei unui arc electric într-un câmp magnetic este ilustrată de faptul că sensul de deflexie al arcului nu este, totdeauna, cel rezultat din expresia forței electromagnetice, relația (1.2). În anumite condiții, arc electric se poate deplasa în sens opus, acest fenomen fiind cunoscut sub numele de mișcare retrogradă, /23/, /24/, /25/.

Mișcarea retrogradă se produce, în general, la presiuni scăzute, curenți mici și distanțe reduse între electrozi. Ea poate avea loc, însă, în aer și la presiune atmosferică, la curenți sub 5A, câmpuri magnetice peste 0,3 T și distanțe între

electrozi sub 2 mm. La presiuni sub 1 torr se poate produce o mișcare retrogradă la curenți pînă la 800 A. Cu electrozi degazați în prealabil s-a realizat o mișcare retrogradă în mediu de argon, la un curent de 200 A și presiuni pînă la 200 torr /26/.

În prezent, nu există o explicație certă pentru apariția mișcării retrograde. Toate experimentările făcute au arătat, că în orice condiții, coloana arcului este deflecată în câmp magnetic în sensul dat de relația (1.2). Forța care produce mișcarea retrogradă acționează numai asupra catodului /21/.

Cele mai multe teorii asupra mișcării retrograde o leagă de fenomenele din zona catodică și de procesul de emisie care la rîndul său nu este cunoscut complet. Este posibil ca un câmp electric intens să se producă între straturile semiconductoare și izolante de pe catod, datorită sarcinii create de ioni pozitivi. Electronii emiși de catod vor fi accelerați în zona catodică de câmpul sarcinii spațiale de ioni pozitivi. Se poate considera că ioni pozitivi sînt limitați de un tub care este deformat sub acțiunea câmpului magnetic exterior, figura 1.3 /25/.

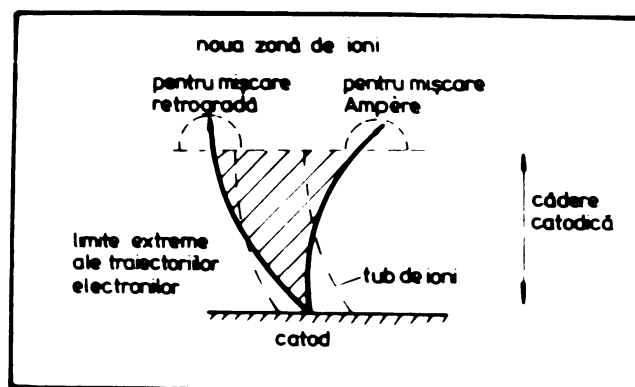


Figura 1.3.

După emisia din catod, electronii vor fi accelerați în sens retrograd, datorită acțiunii tubului de ioni deformat. La presiune atmosferică, electronii vor suferi un număr ridicat de ciocniri elastice și, ca urmare, își vor pierde componenta

retrogradă a mișcării după parcurgerea unei distanțe scurte în zona catodului. În continuare, deplasarea va avea loc conform relației (1.2). Dacă presiunea este scăzută, electronii suferă un număr scăzut de ciocniri și, de aceea, își păstrează mișcarea retrogradă pînă la ieșirea din zona catodică.

În felul acesta, caracterul mișcării electronilor în zona catodică depinde de presiunea gazului în care are loc descărcarea. Această dependență este prezentată, principial, în figura 1.4 /25/. Prin creșterea presiunii gazului arcul trece

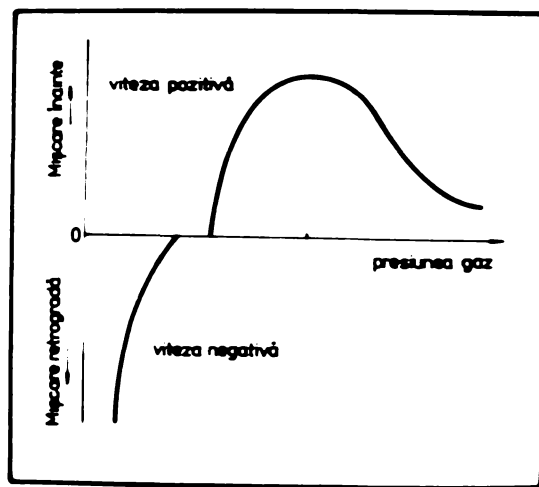


Figura 1.4.

de la mișcarea retrogradă, printr-o fază de imobilitate, la mișcarea directă (conform relației 1.2). Presiunea la care are loc reversarea mișcării arcului este dependentă de tipul gazului, curentul electric și intensitatea câmpului magnetic. Așa, de exemplu, presiunea de reversare la un arc de 5 A și un câmp magnetic 0,010 T este pentru oxigen, azot și argon de, respectiv 20, 65 și 110 torr, /4/.

La presiuni superioare presiunii de reversare, viteza de avans a arcului este aproximativ invers proporțională cu rădăcina patrată a densității gazului. O relația de această formă indică faptul că mișcarea arcului este comandată, în cea mai mare parte, de forțele aerodinamice ce acționează asupra coloanei arcului /26/.

În condițiile în care are loc mișcarea retrogradă, controlată în parte de starea suprafeței catodului, influența rezistenței aerodinamice este neesențială. Experimentările au confirmat faptul că la viteze de vînt de pînă la 30 m/s, viteza de deplasare a zonei catodice nu variază față de situația deplasării arcului într-o regiune fără curenți de aer /27/.

În general, presiunea de reversare are valori apropiate de presiunea atmosferică. În felul acesta, presiunea atmosferică reprezintă o delimitare între două regiuni, una în care are loc mișcarea retrogradă, comandată prin fenomenele din zona catodică și alta caracterizată de mișcarea arcului datorită forțelor electromagnetice ce acționează asupra coloanei /4/.

Din această cauză este explicabil faptul că, la presiune atmosferică, mișcarea arcului prezintă influențe mixte de catod și de coloană. O serie de experimentări au confirmat că atât mișcarea de avans, cît și mișcarea retrogradă pot fi comandate prin influența catodului :

a. Incercări făcute cu arce amorstate între electrozi de cupru plasați la o distanță de 3 mm unul față de celălalt, la curenți de ordinul sutelor de amperi, au arătat că în cazul catozilor cu suprafață lustruită viteza arcului este de cca 100 ori mai mare decît cea corespunzătoare catodului cu suprafață mată. Viteza arcului depinde, totodată, de materialul catodului. De pildă, la un curent de 200 A, raportul vitezelor corespunzătoare unor electrozi din oțel moale, respectiv de grafit, pentru care emisia este de tip termoelectronic, poate fi de 300:1, /26/.

b. Experimentările făcute cu electrozi de cupru acoperiți cu un strat de oxid de diferite grosimi au arătat că viteza arcului depinde de grosimea stratului de oxid. Viteza maximă a arcului corespunde situației minimului lucrului mecanic de ieșire al electronilor.

Unele lucrări au arătat că efectul de mișcare retrogradă nu este o proprietate intrinsecă a petei catodice, ci este legat, de asemenea, de o deformare a coloanei arcului. Așa, de exemplu, mișcarea arcului poate fi reversată scăzând distanța dintre electrozi. Acest lucru nu poate avea efect direct asupra petei catodice, dimensiunile zonei catodice fiind cel puțin cu un ordin de mărime mai mici decât distanța dintre electrozi. El poate să acționeze, însă, asupra regiunii catodice prin deformarea coloanei arcului, /24/. Câmpul magnetic exterior deflectă coloana arcului conform legii lui Ampère, relația (1.2), în raport cu zona catodică și, de aceea, linia de curent a arcului este puternic curbată în vecinătatea petei catodice. Deformația arcului produce un câmp magnetic propriu de mărime I/R , I fiind curentul arcului, iar R raza de curbură a sa. Acest câmp magnetic se va opune câmpului magnetic exterior H_0 , astfel încât câmpul magnetic rezultat în zona catodică va fi :

$$H = H_0 - I/R \quad (1.3)$$

Pentru un arc de presiune mică, raza R poate fi suficient de mică pentru ca câmpul magnetic propriu (I/R) să depășească câmpul magnetic exterior H_0 , și, astfel, câmpul magnetic rezultat H va avea sens opus lui H_0 . Pata catodică va asculta de legea forței electromagnetice și va efectua mișcarea retrogradă, aparent, însă, ea violează această lege în raport cu câmpul magnetic exterior.

În felul acesta, rezultă că mișcarea unui arc electric într-un câmp magnetic exterior este comandată atât de efecte localizate în coloana arcului, cât și de efecte generate în zona catodică.

Experimentări relativ recente au arătat că, în anumite condiții, însă, comportarea unui arc electric în câmp magnetic este determinată, practic în exclusivitate, de forțele aerodinamice ce acționează asupra coloanei arcului, /26/. Aceste condiții

sînt următoarele :

g. arc electric ce se deplasează cu viteze superioare a 50 m/s de-a lungul a doi electrozi plan-paraleli așezați la o distanță mai mare decît 5 cm ;

b. arc electric ce se deplasează pe un parcurs circular între doi electrozi aflați la o distanță de 1 - 2 mm.

În primul caz este probabil că pentru o lungime de arc de 5 cm, coloana este puțin afectată de regiunile de tranziție din vecinătatea electrozilor. Dacă viteza de deplasare este suficient de mare, efectul de întîrziere datorat forțelor aerodinamice este preponderent și nu mai intervin limitări de viteză legate de transferul punctelor de emisie.

În cazul arcelor ce se deplasează pe o traiectorie circulară, emisia ar putea avea loc mai ușor în timpul celei de a doua rotații și a următoarelor, astfel încît întîrzierea datorată transferului petelor de emisie catodică devine nesemnificativă.

La sudare nu se folosesc, în mod uzual, decît arce electrice de lungimi de ordinul milimetrilor ce se deplasează cu viteze sub 50 m/s. De aceea, în cazul mișcării liniare a arcului la sudare, efectele de catod sînt mai importante decît cele de coloană. În același timp, la deplasarea circulară a arcelor de sudare devin preponderente, așa cum s-a arătat, efectele de coloană. Cu toate acestea, în acest caz acționează și efecte de catod, ca de exemplu, efectul stării suprafeței catodului asupra vitezei de deplasare a arcului.

1.3.2. Moduri de deplasare a arcului electric în câmp magnetic

Modul în care se face deplasarea arcului electric, precum și viteza de deplasare a sa sînt parametri esențiali ai studiului influenței cîmpurilor magnetice asupra arcelor electrice. Datorită complexității problemelor respective, nici în acest domeniu nu există o teorie unitară.

Se apreciază că mișcarea petei catodice a unui arc electric sub influență magnetică poate avea loc în două moduri : continuu sau discontinuu, /27/. Incercări făcute folosind electrozi plani din oțel moale așezați la o distanță de 3 mm au arătat că la curenți de 40 - 670 A și un câmp magnetic de inducție 0,055 T mișcarea petei catodice se face în mod continuu, în timp ce la câmpuri magnetice mai puternice ea devine discontinuă. În domeniul mișcării continue, viteza de deplasare a petei catodice nu depinde de curentul arcului, dar este dependentă de starea suprafeței catodului. În cazul mișcării discontinue, în salturi, viteza petei catodice depinde de curentul arcului. Acest fenomen poate fi explicat pe baza considerării petei catodice ca fiind formată din mai multe zone de emisie ce se mișcă independent. Curentul în fiecare zonă de emisie este $(2kc^2/e) T/v$ unde T este temperatura electronilor în zona de emisie, v - viteza lor ordonată (drift), c - viteza luminii, e - sarcina electronului, iar k - constanta lui Boltzmann. Considerând $T = 3000^\circ\text{K}$ și $v = 10^7$ cm/s rezultă un curent de cca 40 A. Dacă curentul arcului este mai mare decât 40 A se vor forma două sau mai multe zone de emisie, astfel încât creșterea curentului nu va influența viteza, atît timp cît petele catodice se mișcă independent, /27/. În cazul mișcării în salturi, viteza de deplasare a arcului depinde de curent, și de materialul catodului.

1.3.3. Viteza de deplasare a arcului electric în câmp magnetic

Pentru ca un arc electric să execute o deplasare într-un câmp magnetic, intensitatea acestui câmp trebuie să depășească o valoare minimă. La distanțe între electrozi sub 15 mm, condiția de mișcare poate fi exprimată prin relația /23/:

$$H \cdot I \cdot d^2 > C \quad , \quad 0eAcm^2 \quad (1.4)$$

Constanta C are valoarea 0,5 pentru cupru și 0,04 pentru argint.

Incercări făcute cu electrozi din aluminiu așezați la o distanță de 3 mm au arătat că la curenți de ordinul sutelor de amperi, dacă câmpul magnetic este sub 0,01 T, arcul nu execută nici un fel de mișcare. Această afirmație corespunde cu constatarea că sudarea aluminiului este posibilă în spații în care câmpul magnetic este sub 0,009 T, /26/.

Calculul vitezei arcului electric supus acțiunii unui câmp magnetic este obiectul a numeroase lucrări, /22/, /23/, /27/, /28/, /29/, /30/. Calculele s-au făcut în ipoteza aproximării arcului electric cu un conductor masiv, deci neglijând efectele de catod, prin considerarea echilibrului dintre forța magnetică și forța de rezistență aerodinamică.

Forța de rezistență aerodinamică are expresia /22/ :

$$F = \frac{1}{2} R v^2 S_a \rho \quad (1.5.)$$

unde v - reprezintă viteza arcului, S_a - secțiunea transversală a sa, ρ - densitatea mediului, iar R - o constantă. Din echilibrul forțelor, rezultă viteza arcului :

$$v = \frac{1}{\sqrt{10 R}} \sqrt{\frac{IB}{\rho d}} \quad (1.6.)$$

d - fiind distanța dintre electrozi. Pentru aer constanta $1/\sqrt{10 R}$ are valoarea de 0,35 - 0,50.

O relație asemănătoare pentru calculul vitezei arcului este /29/ :

$$v = \frac{k_1}{\sqrt{\rho r}} \sqrt{I(B + k_2 I)} \quad (1.7.)$$

unde k_1 și k_2 sînt constante, ρ este densitatea gazului, iar r - raza arcului. În relația (1.7) se ia în considerare prin termenul al doilea de sub radical cîmpul magnetic propriu al arcului electric. Pentru curenți în domeniul 80 - 1800 A relația (1.7) se poate simplifica :

$$v = (0,195 - 0,240) 10^2 \sqrt{IB} \quad (1.8)$$

Din prelucrarea statistică a rezultatelor unor investigații experimentale se poate estima o expresie pentru viteza medie de deplasare a arcului, ca, de exemplu relația, /23/ :

$$v = C I^{0,61} \cdot H^{0,74} \quad \text{dacă } Hd^3 > 3 \cdot 0_e \text{ cm}^3 \quad (1.9)$$

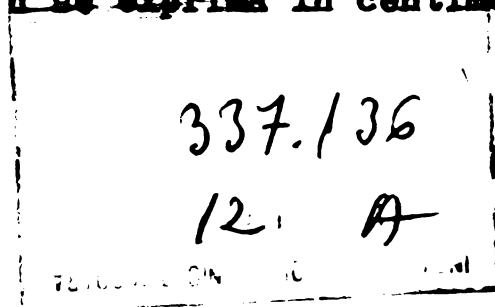
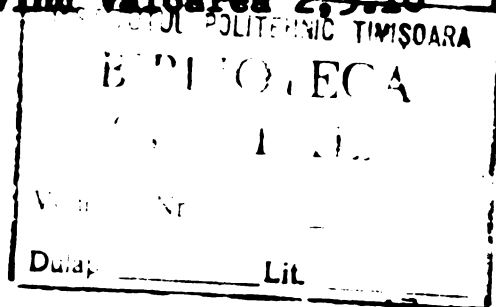
unde $C = 4,5$ dacă $[I] = A$ și $[H] = 0_e$.

Relația (1.9) poate fi justificată. Dacă se consideră că un arc electric se comportă în cîmp magnetic ca un conductor rigid, forța motoare fiind proporțională cu produsul $I \cdot H$, rezistența opusă deplasării ar trebui să fie proporțională cu v^2 . Deoarece arcului i se extrage, cu cît viteza este mai mare, mai multă energie și, întrușit, coloana arcului reacționează la răcire prin contracție, este necesar ca diametrul arcului să scadă cu creșterea vitezei. Ca atare viteza arcului crește mai mult decît proporțional cu produsul $(I \cdot H)^{0,5}$. Diametrul arcului crește, însă, cu curentul prin arc, deci exponentul lui I din expresia vitezei trebuie să fie mai mic decît exponentul lui H .

Dacă $Hd^3 < 3 \cdot 0_e \text{ cm}^3$ estimarea vitezei arcului poate fi făcută cu relația :

$$v = c^1 I^{0,61} H^{1,40} d^{2,22} \quad (1.10)$$

În relația (1.10) intervine și distanța dintre electrozi, constanta C^1 avînd valoarea $2,3 \cdot 10^{-2}$ dacă d se exprimă în centimetri.



Pentru cazul unui arc electric ce se rotește între doi electrozi cilindrici (coaxiali) de raze r_e și R_e , viteza unghiulară de rotație a arcului, stabilită în condițiile echilibrului dintre forța electromagnetică și forța de rezistență aerodinamică, este dată de relația, /31/ :

$$w = \frac{2}{R_e} \sqrt[3]{\frac{B g}{(1 + 0,4 H^{0,3}) \xi a}}^2 I k \quad (1.11)$$

unde ξ - reprezintă densitatea gazului în care are loc descărcarea în arc, a este o constantă, iar k are expresia :

$$k = \frac{1 + r_e/R_e}{(1 + r_e^2/R_e^2)^2} \quad (1.12)$$

Pentru cazul arcului care se rotește pe suprafețele unor electrozi tubulari (coaxiali) din material magnetic, sub acțiunea unui câmp magnetic radial, viteza maximă de rotație a arcului poate fi estimată cu relația /33/ :

$$v_{\max} = 100 I^{0,3} (Hl)^{0,35} \quad (1.13)$$

unde v_{\max} se exprimă în rot/min, iar Hl reprezintă tensiunea magnetomotoare a bobinelor de excitație, Asp.

După cum s-a arătat, viteza de deplasare a arcului depinde de materialul catodului. Funcție de vitezele de deplasare pe care le produc, materialele de catod pot fi împărțite în următoarele grupe, /23/ :

- a. grupa 1 - argint, aur,
- b. grupa 2 - cupru, alamă, oțel,
- c. grupa 3 - wolfram, molibden, zinc, bronz, nichel, cobalt, staniu,
- d. grupa 4 - aluminiu,
- e. grupa 5 - grafit.

Vitezele arcului scad de la grupa 1 spre grupa 5.

Incercări făcute asupra arcelor electrice între electrozi coaxiali, aflate în cîmp magnetic axial, au arătat că rotația arcului depinde de polaritatea curentului /32/. Pentru un arc electric amorsat între un electrod exterior din cupru și un electrod interior din oțel carbon s-au putut trasa domeniile de stabilitate ale rotației arcului, figura 1.5 /32/. După

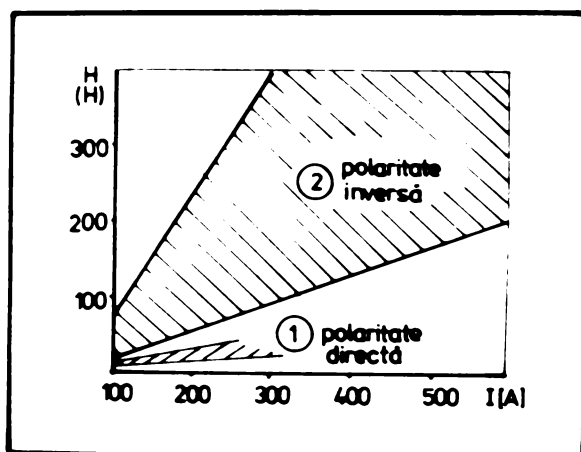


Figura 1.5

cum rezultă din figură domeniul de ardere stabilă a arcului electric de polaritate inversă (cupru-anod) este mult mai larg decît cel corespunzător arcului de polaritate directă. Indiferent de polaritate nu se poate obține o rotație stabilă dacă cîmpul magnetic este mai mic decît o valoare H_{\min} sau mai mare decît o valoare H_{\max} . Ambele valori extreme cresc cu curentul arcului, depinzînd și de distanța între electrozi. Dependența stabilității rotației arcului de polaritate este pusă în legătură cu acțiunea jeturilor de plasmă din interiorul arcului. S-a stabilit că jetul de plasmă catodic este mai stabil decît cel anodic, ceea ce poate explica stabilitatea mai mare corespunzătoare polarității inverse, /32/, /4/. În cazul în care

electrodul interior este din material magnetic, rotirea arcului electric prezintă trei faze și anume :

- a. faza de accelerare,
- b. faza de rotire stabilă,
- c. faza de încetinire.

Prezența acestor faze se explică prin modificarea stării magnetice a electrodului interior și, prin aceasta, prin schimbarea câmpului magnetic din spațiul arcului.

În concluzie, se poate afirma că studierea mișcării arcului electric în câmp magnetic este dificilă, modelele matematice neputând lua în considerare influența tuturor factorilor care acționează asupra arcului. Deplasarea arcelor electrice în câmp magnetic se face sub acțiunea unor forțe ce depind de un număr mare de factori : curentul arcului, intensitatea câmpului magnetic, distanța dintre electrozi, proprietățile superficiale ale electrozilor, tipul și presiunea gazului, în care are loc descărcarea în arc, acțiunea jeturilor de vapori ce se produc la catod și anod, forțele de rezistență aerodinamică etc. În multe situații, însă, relațiile de calcul deduse prin neglijarea unor factori de influență satisfac cu o aproximație suficientă.

În ceea ce privește influența câmpurilor magnetice asupra arcelor electrice la sudare este mult mai ușoară studierea mișcării circulare a arcului, decât a mișcării lui liniare. În primul caz, arc electric este supus într-o măsură mai redusă influenței electrozilor și, de aceea, folosirea noțiunii de rezistență de mișcare dă o aproximație mai bună.

1.4. Sudarea cu arc rotitor

Una din aplicațiile interesante ale influențării arcului electric de sudare cu un câmp magnetic o constituie sudarea cu arc rotitor, /19/, /34/, /35/. Aceasta reprezintă un

procedeu de îmbinare prin sudare cu arc electric prin presiune. Incălzirea pieselor pentru sudare se asigură de un arc electric care se rotește pe suprafețele pieselor ce se sudează, datorită unui câmp magnetic exterior. După ce încălzirea pieselor a atins un anumit nivel, se produce o refulare a lor, ceea ce are ca urmare realizarea îmbinării sudate.

În felul acesta, sudarea cu arc rotitor reprezintă o combinație între procedeele de sudare cu arc electric, respectiv de sudare prin presiune. Din punctul de vedere al sferei de aplicație, sudarea cu arc rotitor este un procedeu de sudare cu domeniu restrâns de aplicare /36/.

Principial, rotația arcului poate fi realizată în două moduri și anume, figura 1.6.

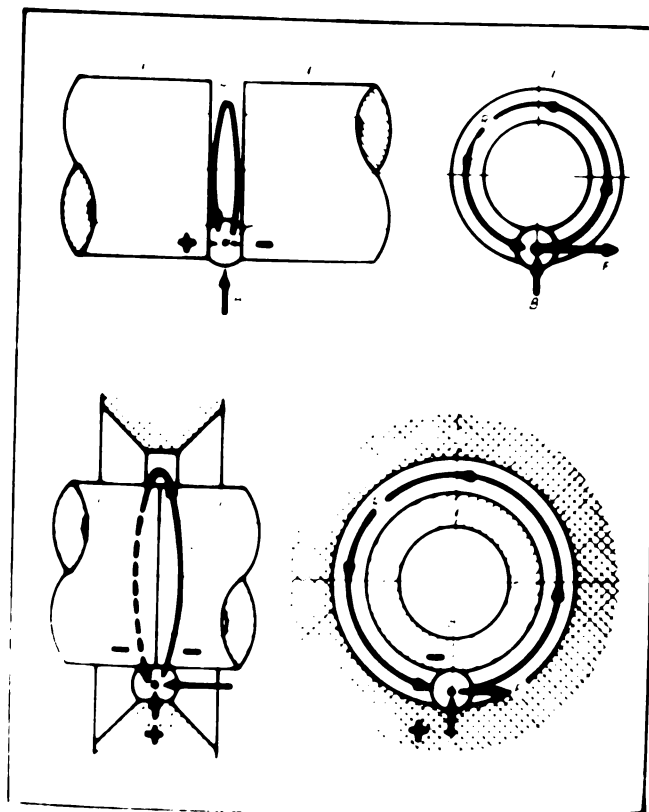


Figure 1.6.

a. electrozi coaxiali, arc electric axial, câmp magnetic radial (varianta R),

b. electrozi coaxiali, arc electric radial, câmp magnetic axial (varianta A).

În ambele cazuri forța electromagnetică ce acționează asupra arcului este tangentă la periferia electrodului. La procedeul R - arcul arde între piesele ce se sudază, în timp ce la procedeul A se utilizează un electrod suplimentar nefuzibil (din cupru sau wolfram).

Procedeul de sudare cu arc rotitor oferă, așadar, posibilitatea realizării unei îmbinări circulare, fără a avea nevoie de elemente în mișcare de rotație. Prin aceasta, echipamentul de sudare devine mai simplu și mai robust, iar productivitatea sudării crește considerabil față de productivitatea corespunzătoare procedeelor uzuale de sudare circulară (sudare cu electrozi, sudare în mediu de gaz protector, sudare cu gaz, sudare prin topire intermediară).

Direcțiile principale de aplicare ale procedeului de sudare cu arc rotitor sînt definite de posibilitatea realizării următoarelor tipuri de îmbinări sudate :

- a. îmbinare țeavă-țeavă ,
- b. îmbinare țeavă-flanșă ,
- c. îmbinare țeavă-placă.

Procedeul de sudare cu arc rotitor se aplică sau este în curs de aplicare în țări cu experiență în domeniul sudării (URSS, RDG, RFG) în construcții navale, industria autovehiculelor, construcții industriale.

2. Studiul parametrilor procesului de sudare cu arc rotitor

2.1. Parametrii sudării cu arc rotitor

Pentru optimizarea regimurilor tehnologice de sudare cu arc rotitor este necesară cunoașterea influenței parametrilor de sudare asupra procesului de sudare. Asemănător ca la celelalte procedee de sudare prin presiune, la sudarea cu arc rotitor rezultatul sudării (sudura) depinde de modul de încălzire al pieselor (cîmpul termic), respectiv de modul de desfășurare al procesului de deformare (refularea). Acestea sînt, la rîndul lor, determinate de interacțiunea unui număr ridicat de parametri de sudare.

Orice studiu tehnologic de sudare are ca scop definirea unei legături între parametrii de sudare, exprimabilă printr-o funcție :

$$F(\text{parametri de sudare}) = 0 \quad (2.1)$$

astfel încît un anumit obiectiv să fie realizat în condițiile cele mai avantajoase din punct de vedere tehnic sau/și economic. Optimizarea tehnologică a regimului de sudare cu arc rotitor poate fi făcută, pe baza unor criterii de calitate ale îmbinării sudate ca, de exemplu, rezistența îmbinării (exprimată prin R_m) sau plasticitatea ei (exprimată prin unghiul de îndoire α sau prin înălțimea de aplatizare). Criterii de optimizare economică pot fi costul unei suduri, consumul de energie necesar la sudare, productivitatea sudării etc.

Intre calitatea unei îmbinări sudate și prețul de cost necesar pentru realizarea ei există o dependență, ilustrată principal în figura 2.1.

Optimizarea regimurilor de sudare presupune definirea aceluși regim de sudare care conduce la obținerea unor suduri pertinente, adică suduri cu o calitate suficientă la un preț de cost minim.

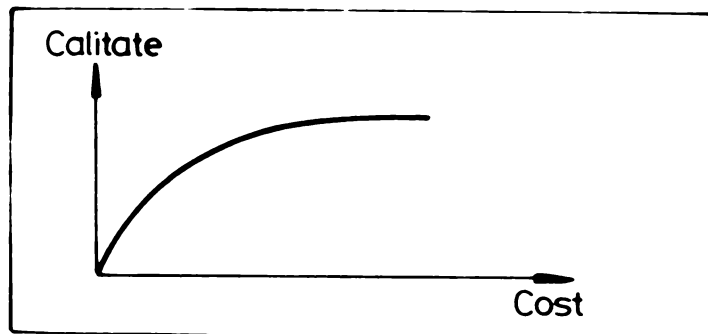


Figura 2.1.

In vederea elaborării unei metode analitice de calcul a regimurilor de sudare este necesară găsirea unor modele matematice ale influenței diferiților parametri de sudare asupra calității sudurii. Intrucît modelele respective pot fi definite numai pe baza interpretării statistice a unor date experimentale, valabilitatea modelelor este limitată la domeniile de variație ale parametrilor, luate în considerare.

Regimurile de sudare determinate analitic vor fi utilizate, în continuare, ca punct de plecare pentru optimizarea tehnologică propriu-zisă. Aceasta se va face pe bază experimentală, folosind o metodă de optimizare indirectă ca, de exemplu, metoda gradientului.

Din analiza procesului de sudare cu arc rotitor se pot defini următorii parametri de sudare :

1. curentul de sudare, I_s ,
2. tensiunea arcului, U_a ,
3. curentul de magnetizare, I_m ,
4. distanța între piese (întrefierul), d ,
5. distanța între bobine, D_b ,
6. timpul de încălzire cu arc rotitor, t ,
7. forța de stringere, F_{st} ,
8. forța de refulare, F_{ref} ,
9. curentul la refulare, I_r ,
10. timpul de menținere al curentului după refulare, t_m

11. viteza de refulare, v_{ref} ,
12. forma bacurilor,
13. distanța între bacuri, d_{bac} ,
14. caracteristicile materialului de sudat,
15. modul de pregătire al pieselor pentru sudare,
16. dimensiunile pieselor (diametrul D , grosimea peretelui δ),
17. natura gazului de protecție utilizat,
18. debitul gazului de protecție, d_g ,
19. viteza de rotație a arcului, v_{rot} ,
20. scurtarea pieselor la sudare, s .

Avînd în vedere originea lor, parametrii de sudare pot fi împărțiți în următoarele grupe :

- a. parametri de sudare determinați în principal, de tehnologia de sudare, notați PT-T,
- b. parametri de sudare determinați, în principal, de materialul de bază ce se sudează, notați PT-MB,
- c. parametri de sudare determinați, în principal, de geometria pieselor, notați PT-G.

Nivelele parametrilor de sudare sînt condiționate de caracteristicile echipamentului de sudare folosit care intervine prin anumiți factori de influență, notați PT-M.

În figura 2.2 se prezintă o defalcare a parametrilor de sudare funcție de originea lor, în grupele definite mai sus.

Este de menționat faptul că împărțirea parametrilor de sudare prezentată în figura 2.2 nu este riguroasă și univocă. Unii parametri de sudare pot, prin natura lor, să aparțină simultan mai multor grupe.

Procesul de sudare cu arc rotitor poate fi descompus în următoarele etape :

1. fixarea (stringerea) pieselor în bacuri,
2. încălzirea pieselor prin arc rotitor,
3. refularea pieselor.

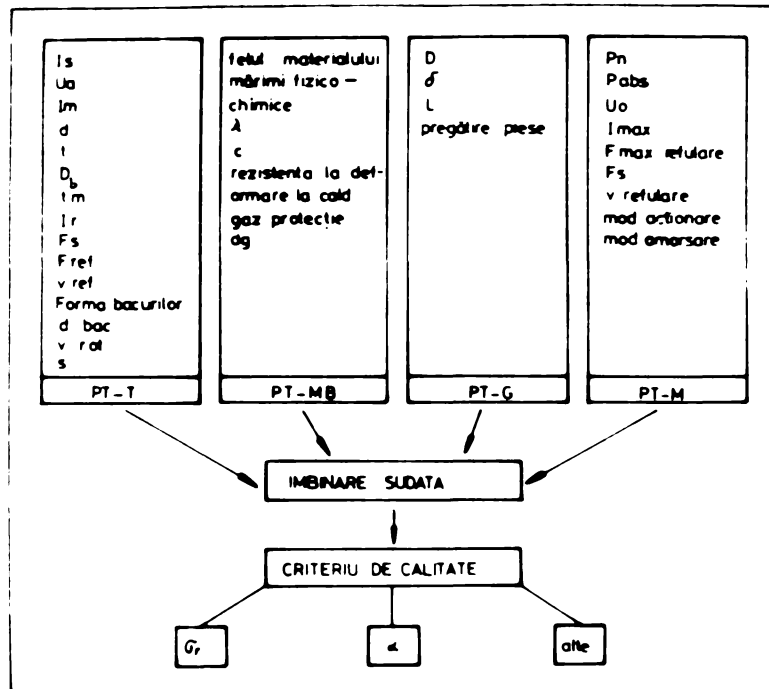


Figura 2.2.

In figura 2.3. se prezintă acțiunea parametrilor PT-T, respectiv PT-MB asupra celor 3 etape definite.

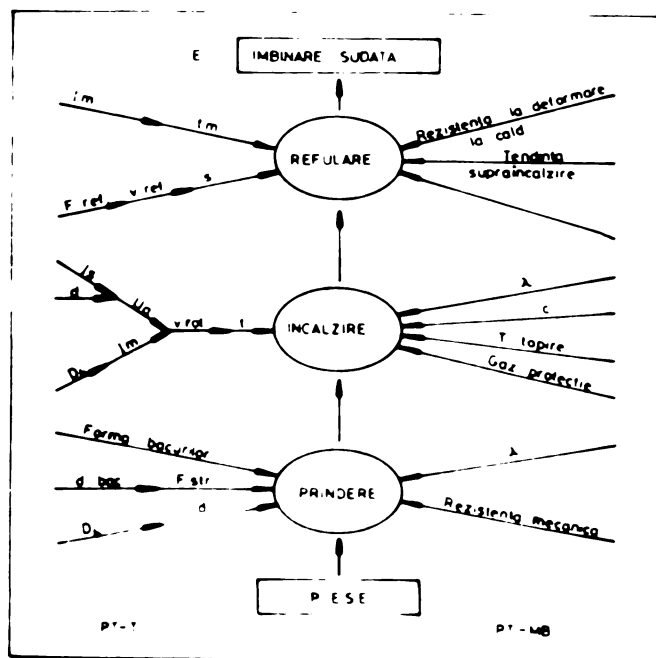


Figura 2.3.

În continuare se studiază acțiunea parametrilor de sudare în cele 3 etape ale procesului de sudare.

2.2. Parametrii etapei de prindere

Prinderea pieselor trebuie realizată astfel încât acestea să nu alunece în bacuri în timpul procesului de refulare, dar în același timp să nu se producă o deformare a lor. Totodată, sistemul de prindere trebuie să asigure și alimentarea electrică a circuitului de sudare.

Intrucât sudarea cu arc rotitor se aplică la îmbinarea pieselor cu contur circular, pentru sudare se vor utiliza bacuri de forma prezentată în figura 2.4.

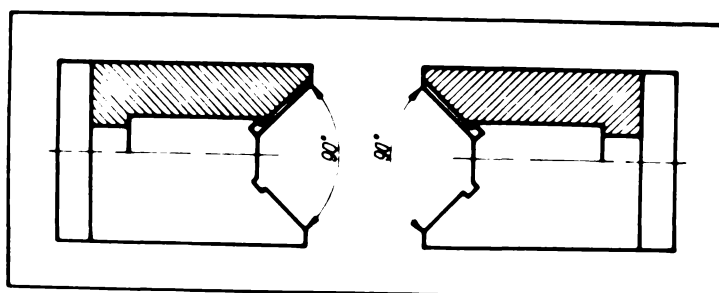


Figura 2.4.

Din datele existente în literatură referitoare la sudarea cap la cap prin presiune, rezultă că forța de strângere a pieselor în bacuri este determinată de forța de refulare, conform relației :

$$P_{str} = (1,5 - 2,0) P_{ref} \quad (2.2)$$

Relația de mai sus va fi utilizată și pentru cazul sudării cu arc rotitor.

Distanța dintre bobine, D_b , influențează cîmpul magnetic din întrefier, deci, rotația arcului; influența ei va fi studiată în paragraful 2.3.1.

Distanța dintre bacuri, d_{bac} , are la sudarea cu arc rotitor, spre deosebire de cazul sudării prin presiune prin efect Joule, un efect redus. Ea este determinată de distanța dintre bobine D_b , precum și de dimensiunea bobinelor utilizate (lățimea bobinelor, b). Se poate folosi relația :

$$d_{bac} = D_b + b + 20 \quad \text{mm} \quad (2.3)$$

2.3. Parametrii etapei de încălzire

2.3.1. Cîmpul magnetic la sudarea cu arc rotitor

Rotatia arcului în întrefierul dintre țevi se face, așa cum s-a arătat, sub acțiunea unui cîmp magnetic radial. Inducția magnetică B caracterizează cîmpul magnetic din întrefier și acționează direct asupra vitezei de rotație a arcului.

Pentru ca procesul de rotire să se desfășoare în mod uniform este necesar ca inducția magnetică să respecte următoarele condiții :

a. inducția radială, B_r , să fie constantă pe grosimea țevii care se sudează. În caz contrar, datorită neomogenității cîmpului magnetic, arcul electric va fi împins spre zona de cîmp magnetic minim, încălzind, astfel, doar o porțiune a secțiunii pieselor. Acest aspect devine critic în cazul pieselor (țevilor) cu grosimi relativ mari (peste 4 mm).

b. inducția axială, B_{ax} , să fie minimă, deci, cîmpul magnetic de excitație să fie practic radial. Componenta axială a cîmpului magnetic imprimă arcului o mișcare de rotație în jurul axei sale, deranjînd stabilitatea arderii acestuia.

În figure 2.5 se prezintă modul de acțiune al unui cîmp magnetic axial asupra arcului electric.

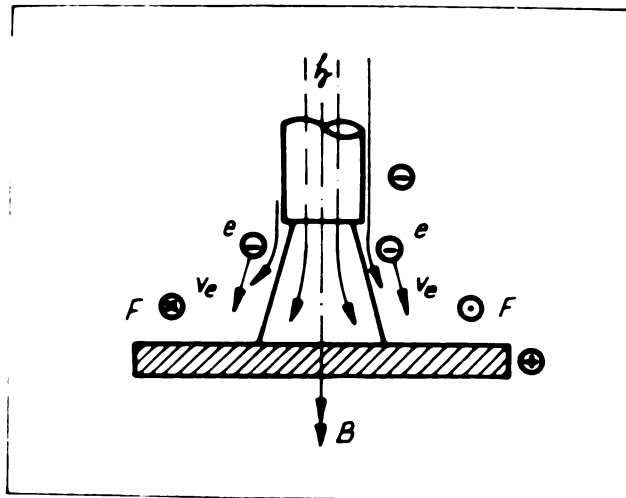


Figura 2.5.

Arcul electric real are o formă tronconică, avînd o lăţime mai mică în zona catodică decît în zona anodică. Ca stare, liniile de curent nu vor fi paralele cu axa arcului. De aceea, dacă arcul arde într-un cîmp magnetic axial, acesta va imprima arcului o mişcare de rotaţie în jurul axei sale.

Condiţiunile de mai sus sînt ideale, ele neputînd fi realizate cu un sistem de magnetizare real. Din această cauză este necesară găsirea unor soluţii pentru excitarea magnetică care să se apropie cît mai mult de cerinţele formulate.

În acest scop s-au experimentat mai multe tipuri de bobine de excitaţie, prezentate în figura 2.6, şi anume :

- două bobine cilindrice identice, plasate la o distanţă D_b şi excitate în opoziţie, astfel încît în zona dintre ele să producă un cîmp magnetic radial, figura 2.6.a.;

- patru semibobine cilindrice plasate două cîte două în acelaşi mod ca şi bobinele de mai sus, figura 2.6.b. ;

- două bobine stea, formate din bobine cilindrice identice, plasate la distanţa D_b , figura 2.6.c ;

- o bobină stea plasată conform figurii 2.6.d.

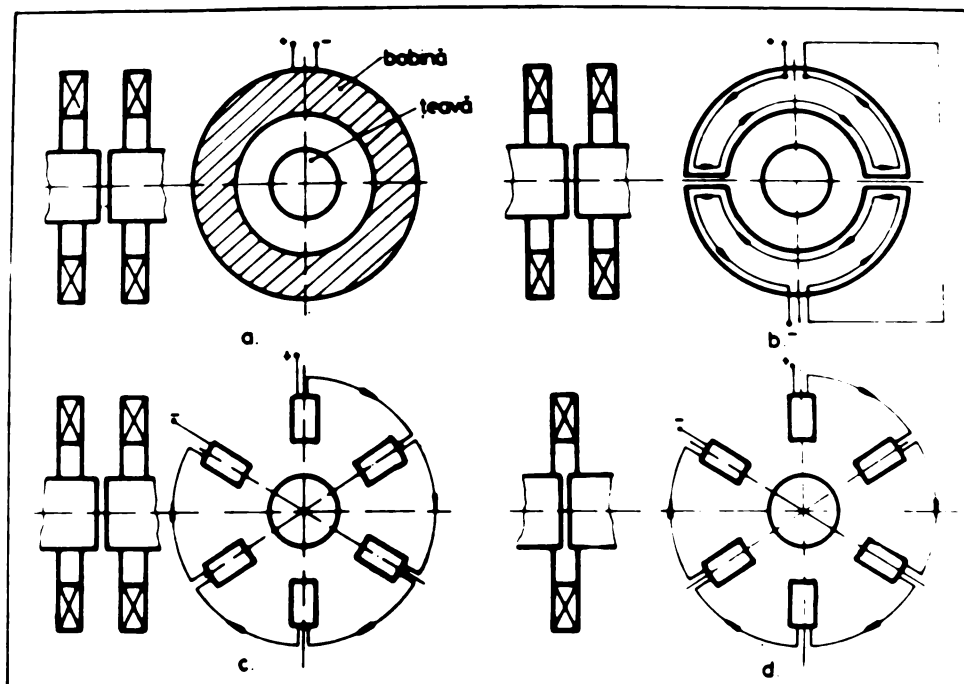


Figura 2.6.

In continuare se studiază cîmpurile magnetice produse de cele 4 tipuri de soluții de excitație utilizate.

2.3.1.1. Bobine cilindrice

Ansamblul celor două bobine cilindrice este asemănător cu cazul unor bobine Helmholtz, cu deosebirea că bobinele sînt excitate în opoziție. Cîmpul magnetic produs de cele două bobine, prezentate în figura 2.7, poate fi calculat pe baza legii Biot-Savart, /68/.

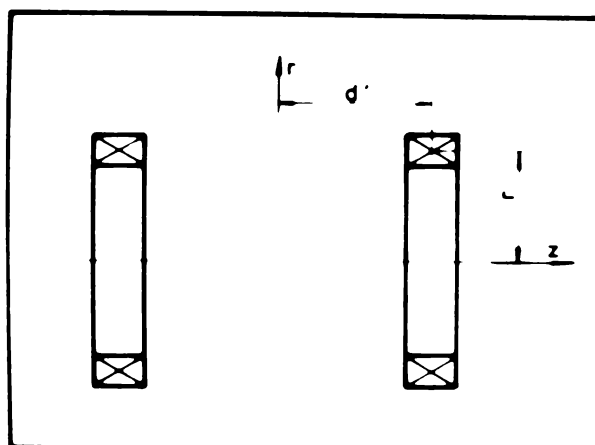


Figura 2.7.

De-a lungul axei z câmpul magnetic va fi :

$$H_z(z,0) = \frac{1}{2} r_0^2 NI \left[\frac{1}{[r_0^2 + (d'+z)^2]^{3/2}} - \frac{1}{[r_0^2 + (d'-z)^2]^{3/2}} \right] =$$

$$= \frac{r_0^2 NI}{2(r_0^2 + d'^2)^2} \left[\left(1 + z \cdot \frac{z+2d'}{r_0^2 + d'^2}\right)^{-\frac{3}{2}} - \left(1 - z \cdot \frac{z-2d'}{r_0^2 + d'^2}\right)^{-\frac{3}{2}} \right] \quad (2.4)$$

În relația (2.4) s-a considerat că bobinele au câte N spire, o rază r_0 și sînt parcurse de curentul I . Relația (2.4) poate fi simplificată prin utilizarea teoremei binomului:

$$\left(1 + n\right)^{-\frac{3}{2}} = 1 - \frac{3}{2}n + \frac{15}{8}n^2 \dots \quad (2.5)$$

Cu aceasta rezultă :

$$H_z(z,0) = \frac{r_0^2 NI}{2(r_0^2 + d'^2)^{3/2}} \left[-\frac{6d'z}{r_0^2 + d'^2} + \frac{5d'(3r_0^2 - 4d'^2)z^3}{(r_0^2 + d'^2)^3} \right] \quad (2.6)$$

În relația (2.6) s-au neglijat termenii de grad mai mare decît 3 în z , z și r avînd valori relativ mici.

Pentru valori z și r mici, câmpul axial $H_z(z,r)$ este, /68/ :

$$H_z(z,r) = H_z(z,0) - H_z''(z,0) \cdot \frac{r^2}{4} \quad (2.7)$$

Derivata a 2-a, $H_z''(z,0)$, se poate obține din relația (2.6) :

$$H_z''(z,0) = \frac{r_0^2 NI}{2(r_0^2 + d^2)^{3/2}} \cdot \frac{30 d^2 (3r_0^2 - 4d^2)}{(r_0^2 + d^2)^3} \quad (2.8)$$

Pentru sudarea cu arc rotitor este de interes un câmp magnetic axial nul la $z = 0$ (adică, în dreptul arcului electric), iar pentru $z \neq 0$ un câmp magnetic axial omogen, adică independent de coordonata r . Această condiție se poate asigura, practic, printr-o alegere corespunzătoare a geometriei bobinei de excitație. Dacă :

$$3r_0^2 - 4d^2 = 0 \text{ adică } 2d^2 = D_0 = r_0^2 \sqrt{3} \quad (2.9)$$

rezultă :

$$H_z(z,r) \cong H_z(z,0) \quad (2.10)$$

adică se obține un câmp magnetic axial omogen avînd expresia :

$$H_z(z,r) = - \frac{3r_0^2 d^2 N I z}{(r_0^2 + d^2)^{5/2}} \quad (2.11)$$

Înlocuind în relația (2.11) condiția (2.9) se obține mai departe :

$$H_z(z,r) = - \frac{48 \sqrt{3} NI}{49 \sqrt{7} r_0^2} z \quad (2.12)$$

Cîmpul magnetic axial dat de relația (2.12) satisface condiția b (2.3.1).

Componenta radială a cîmpului magnetic este legată de componenta axială prin relația :

$$H_r(z,r) = -H_z'(z,0) \cdot \frac{r}{2} + \frac{1}{2} \cdot \frac{r^2}{4} H_z''(z,0) \quad (2.13)$$

Utilizînd relația (2.6) și condiția (2.9) se obține :

$$H_r(z,r) = \frac{3r_0^2 N I d'}{2(r_0^2 + d'^2)^{5/2}} r \quad (2.14)$$

sau, mai departe :

$$H_r(z,r) = \frac{24 \sqrt{3} NI}{49 \sqrt{7} r_0^2} r \quad (2.15)$$

Așadar, componenta radială a cîmpului magnetic depinde liniar de rază și ca stare condiția a nu este satisfăcută de bobinele utilizate.

In figura 2.8 se prezintă inducția magnetică radială în aer pentru bobinele cilindrice experimentale, la o magnetizare de 1200, respectiv 2400 Asp, calculată cu ajutorul relației (2.15), la o permeabilitate magnetică $\mu_0 = 4 \cdot 10^{-7}$, respectiv inducția radială măsurată cu ajutorul unui teslometru cu sondă Hall.

In cazul sudării materialelor feromagnetice cîmpul magnetic din întrefier va fi influențat substanțial de prezența acestora. Determinarea analitică a cîmpului magnetic în acest caz este dificilă. De aceea, studiul cîmpului magnetic în întrefier se va face numai pe cale experimentală.

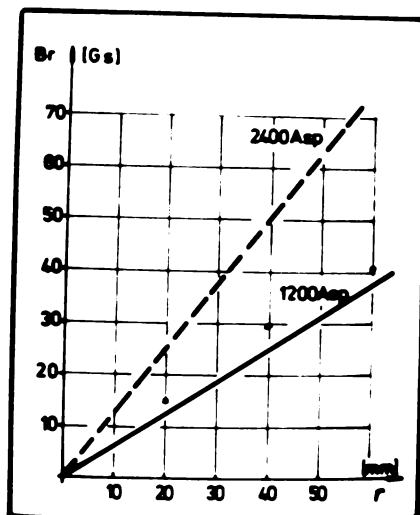


Figura 2.8.

Pentru cazul sudării unor țevi din oțel carbon OLT35 cu diametrul $D = 34$ mm și grosimea peretului $\delta = 3$ mm s-au ridicat curbele de magnetizare ale bobinelor cilindrice.

Măsurătorile s-au făcut pentru două valori ale întrefierului și anume $d = 3,5$ mm (valoarea minimă permisă de spațiul cerut pentru introducerea sondei Hall) și $d = 15$ mm (conform valorilor întrefierului magnetic maxim ce se produce la sudare pe măsura deplasării izotermei punctului Curie, vezi paragraful 3.2) respectiv pentru două valori ale distanței dintre bobine și anume $D_b = 40$ mm și $D_b = 140$ mm, corespunzătoare condiției (2.9)

În figura 2.9 se prezintă curbele de magnetizare $B = f(I_m)$ pentru cazurile experimentale tratate. Măsurătorile s-au efectuat în dreptul razei exterioare a țevii, ($y=0$), în dreptul razei interioare ($y=3$ mm), respectiv în dreptul semi-grosimii țevii ($y=1,5$ mm).

Pentru a aprecia modul în care se modifică inducția radială pe secțiunea țevii s-au ridicat dependențele $B_r = f(r)$, prezentate în figura 2.10.

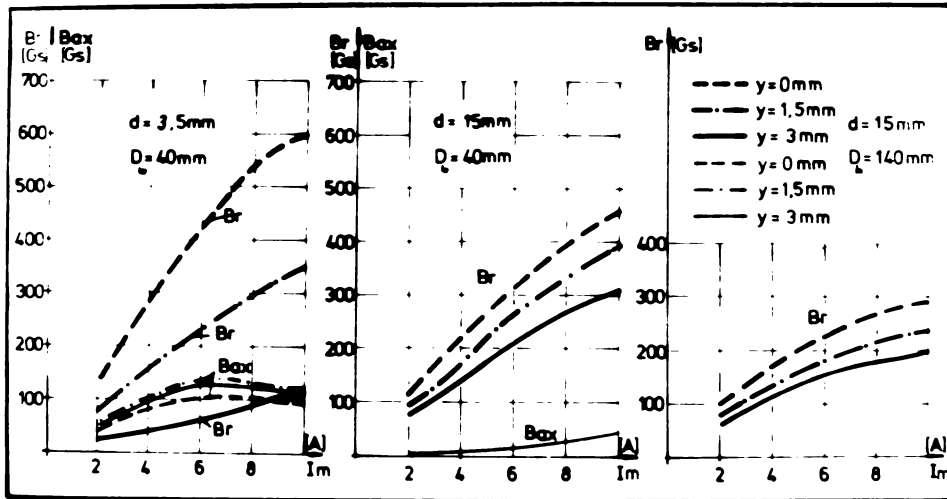


Figura 2.9.

Din figura 2.10 se observă că inducția radială variază semnificativ pe grosimea țevii. Câmpul magnetic pe exteriorul grosimii țevii are valori de pînă la 6 orimai mari decît câmpul magnetic corespunzător interiorului țevii.

Aprecierea modului în care mărimile d și D , influențează valoarea câmpului magnetic și neomogenitatea acestuia pe grosimea țevii s-a făcut cu ajutorul curbelor prezentate în figura 2.11.

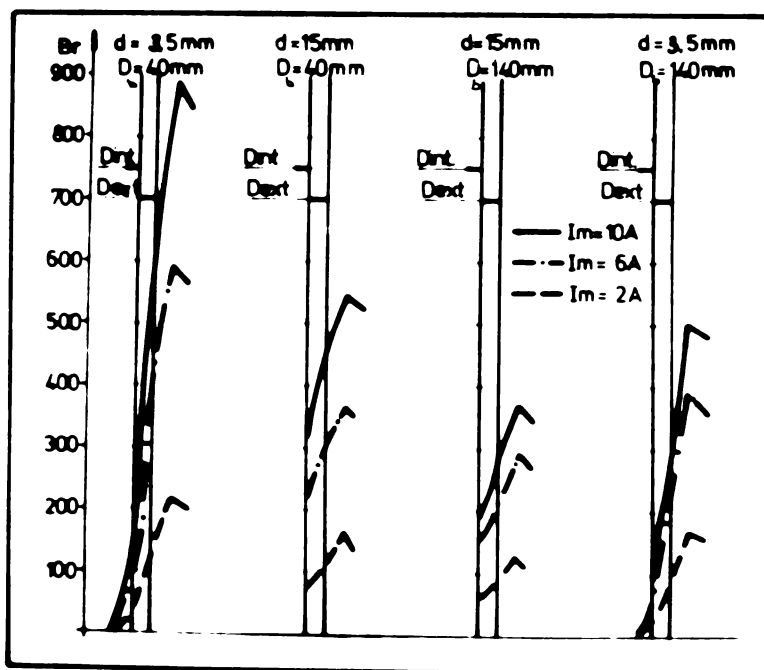


Figura 2.10.

INSTITUTUL POLITEHNIC
BUCUREȘTI
CĂMINUL 1

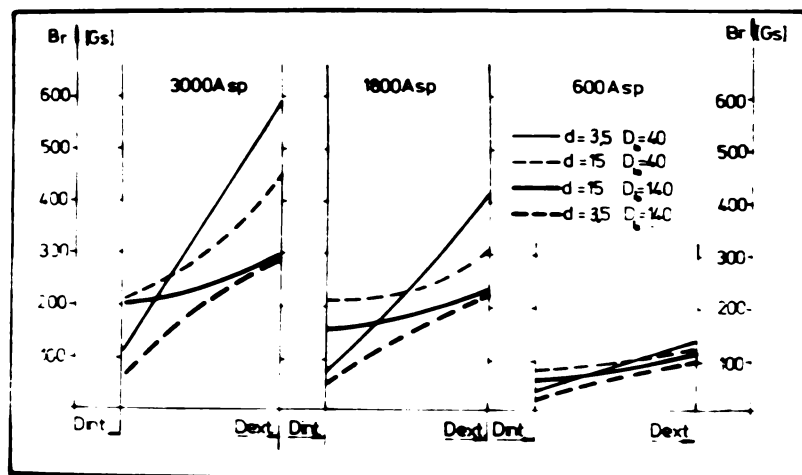


Figura 2.11.

Odată cu creșterea întrefierului d diferența dintre câmpul magnetic pe exteriorul, respectiv pe interiorul peretelui țevii scade, atât prin micșorarea câmpului magnetic exterior, cât și prin mărirea câmpului magnetic interior. Cu creșterea distanței D_c , câmpul magnetic scade atât pe exteriorul, cât și pe interiorul țevii, dar scăderea relativă a câmpului în interior este mai mare.

Din aceste observații rezultă următoarele concluzii :

a. bobinele cilindrice nu asigură un câmp radial cvasiconstant pe grosimea țevii. În cazul materialelor fero - magnetice diferența dintre câmpul magnetic pe exteriorul țevii și câmpul magnetic pe interiorul ei poate fi de ordinul a 6 ori câmpul din interior,

b. pentru a micșora neuniformitatea câmpului magnetic pe grosimea țevii este indicată utilizarea unor distanțe între bobine D_c stabilite în condițiile Helmholtz,

c. modificarea întrefierului magnetic în timpul sudării (v.3.2) conduce la o micșorare a neuniformității câmpului magnetic, deci are un efect favorabil asupra procesului de rotație al arcului.

Se apreciază că la țevi cu pereți subțiri, având același ordin de mărime cu dimensiunile petei de ardere a arcului electric, cea 1 - 4 mm, pot fi utilizate bobinele cilindrice. La grosimi mai mari însă, datorită neomogenității câmpului magnetic se produce o împingere a arcului spre interiorul țevii, ceea ce are ca urmare încălzirea neuniformă a secțiunii pieselor.

Pentru a reduce neuniformitatea câmpului magnetic s-au experimentat diferite posibilități de modificare a câmpului magnetic în întregul printr-o prelucrare a marginilor țevilor. În figura 2.12 se prezintă formele de prelucrare (teșire) a marginilor utilizate, respectiv curbele $B_r = f(I_m)$ corespunzătoare.

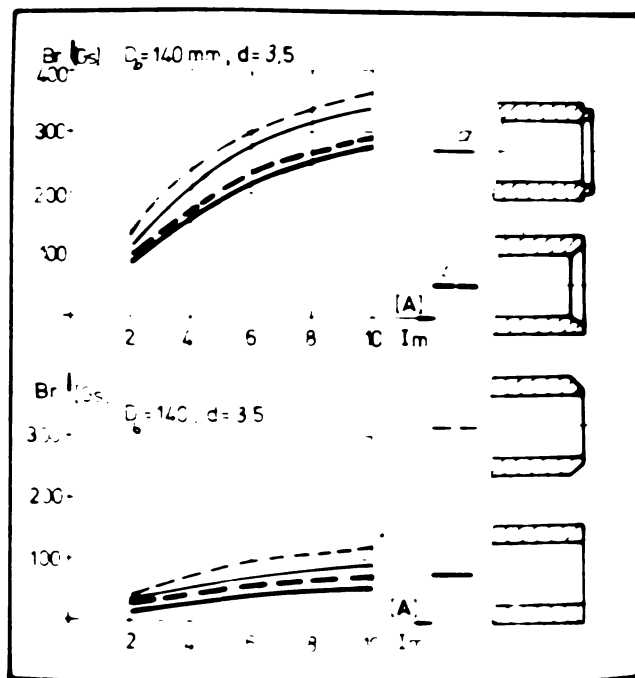


Figura 2.12.

După cum rezultă din figura 2.12, nici unul din rosturile utilizate nu oferă o soluție corespunzătoare.

Prin utilizarea rostului c se obține, totuși, o oarecare reducere a neomogenității câmpului magnetic (pînă la un coeficient de neuniformitate $E_{y=0}/B_y = 3 \text{ mm} = 3/1$).

O micșorarea mai consistentă a neuniformității câmpului magnetic radial se obține prin utilizarea unei singure bobine cilindrice. Această soluție are însă inconvenientul prezenței unei componente axiale a câmpului magnetic puternice, care este foarte greu de compensat (figura 2.13).

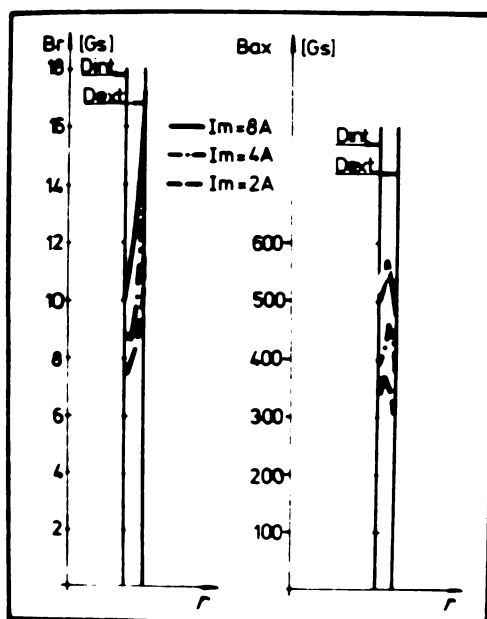


Figura 2.13.

Pentru a aprecia inducția magnetică în cazul utilizării unor materiale nemagnetice s-au ridicat curbele $B_r = f(r)$ pentru cazul unor țevi din aluminiu cu diametrul $D = 25 \text{ mm}$ și grosimea peretelui $\delta = 3 \text{ mm}$, figura 2.14.

După cum rezultă din figura 2.14 câmpul magnetic are valori apropiate de cele corespunzătoare câmpului magnetic produs în aer. Neomogenitatea câmpului magnetic pe grosime este relativ redusă, și ca atare, la sudarea țevilor din materiale nemagnetice se vor putea utiliza bobine cilindrice.

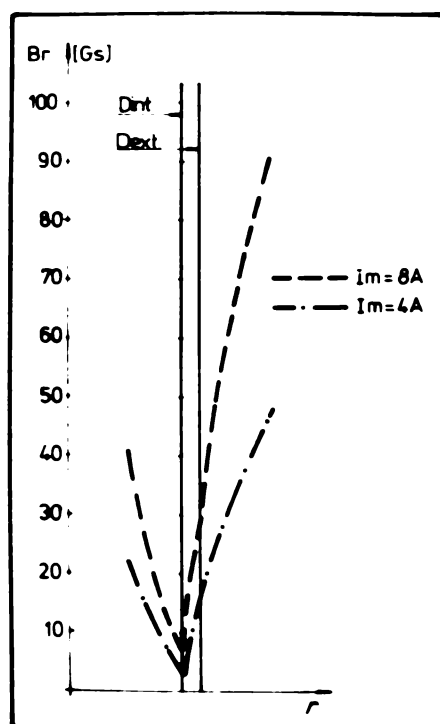


Figura 2.14.

2.3.1.2. Semibobine cilindrice

In cazul sudării țevilor cu o lungime mare, pentru extragerea piesei sudate din bacurile mașinii de sudare este necesară construirea bobinelor de magnetizare din cîte două semibobine, dintre care una să fie deplasabilă. In figura 2.6.b se prezintă modul de bobinare pentru cazul utilizării semibobinelor. Cele 2 semibobine sînt practic echivalente din punctul de vedere al cîmpului magnetic produs cu o bobină cilindrică cu un număr de spire mai redus. Din această cauză observațiile efectuate pentru cazul bobinelor cilindrice rămîn valabile și în cazul semibobinelor.

In figura 2.15, se prezintă curbele $B_r = f(r)$ pentru cazul unor semibobine cu cîte 400 spire avînd o rază medie a bobinajului $r = 30$ mm.

Se observă că alura curbelor B_r este aceeași ca și în cazul bobinelor cilindrice.

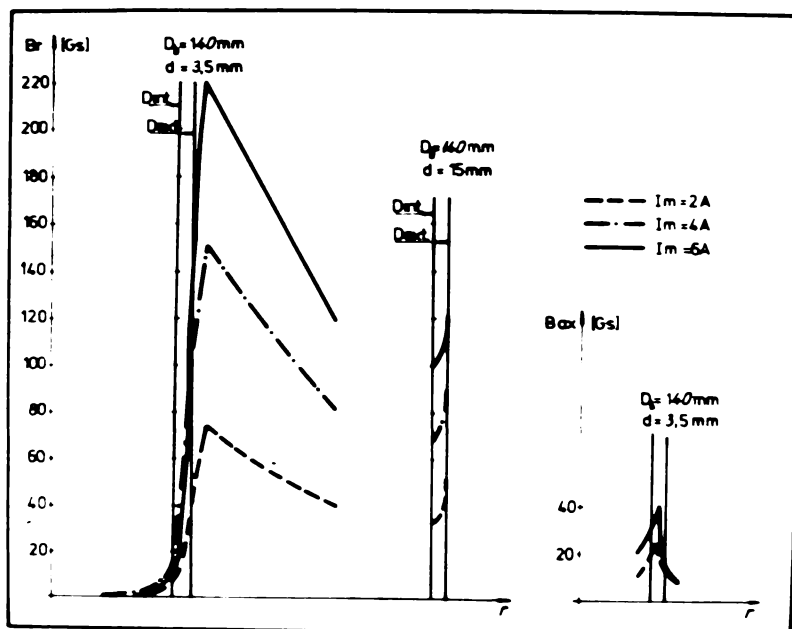


Figura 2.15.

2.3.1.3. Bobine stea

Intrucît semibobinele cilindrice sînt dificil de realizat practic și totodată presupun un consum relativ ridicat de cupru, s-a studiat oportunitatea utilizării unor bobine stea, v. figura 2.6.c. Acestea sînt realizate din bobine cilindrice identice, care se pot confecționa ușor. Totodată, bobinele stea pot fi secționate, permițînd deschiderea în vederea extragerii pieselor sudate de lungime mare.

In figura 2.16 se prezintă curbele $B_r = f(r)$ pentru 2 bobine stea construite din cîte 6 bobine cilindrice a 300 spire. Bobinele sînt astfel conectate încît fiecare să producă un cîmp magnetic radial spre interior.

Din figura 2.16 se observă că alura cîmpului magnetic este favorabilă, dar valorile inducției magnetice radiale sînt relativ scăzute.

Mărirea cîmpului magnetic radial poate fi făcută prin ridicarea numărului de amperspire de excitație.

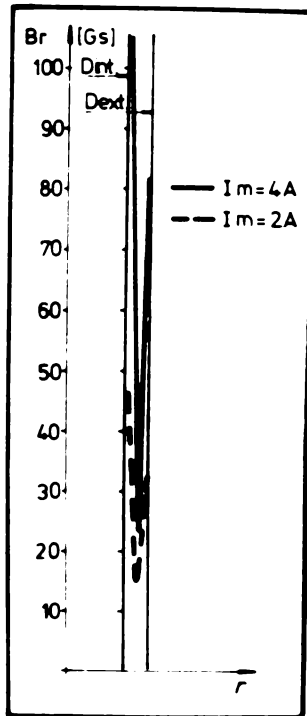


Figura 2.16.

2.3.1.4. Bobină stea, magnetizare radială

În toate cazurile de mai sus magnetizarea țevelor s-a făcut în lungul axei lor, caracteristicile magnetice ale materialului de bază influențând semnificativ procesul de magnetizare. Se poate aprecia că în cazul materialelor fero - magnetice câmpul magnetic în întregul este determinat, în primul rând, de materialul ce se introduce în spațiul dintre bobine și mai puțin de forma bobinei.

Pentru a reduce intensitatea acestui fenomen ar fi avantajoasă o magnetizare transversală a țevelor. O asemenea magnetizare poate fi realizată cu o bobină stea plasată conform figurii 2.6.d.

Sub acțiunea câmpului magnetic de excitație, în materialul țevii, în vecinătatea arcului electric, se va produce un câmp magnetic de intensitate :

$$H_1 = H_{ext} - H$$

unde H_{ext} reprezintă intensitatea cîmpului magnetic exterior, iar H - intensitatea cîmpului magnetic demagnetizant. În aer (fără prezența țevilor fero-magnetice), cîmpul magnetic în zona întrefierului este practic omogen ; datorită grosimii reduse a țevilor diferențele dintre cîmpul magnetic pe exteriorul respectiv interiorul țevii putînd fi neglijate. În prezența materialului fero-magnetic însă, cîmpul magnetic din întrefier devine puternic neomogen. Neomogenitatea cîmpului este cu atît mai mică, cu cît cîmpul magnetic demagnetizant are valori mai ridicate. Cîmpul magnetic demagnetizant este dat de expresia :

$$H = N.M$$

unde N reprezintă factorul de demagnetizare, iar M este magnetizarea momentană. Factorul de demagnetizare depinde, în primul rînd, de geometria pieselor.

Intrucît factorul de demagnetizare la o magnetizare transversală a țevilor are valori mult mai mari decît în cazul magnetizării țevilor în sensul lungimii lor, rezultă că neomogenitatea cîmpului în întrefier va fi mai redusă în cazul magnetizării transversale, deci folosind o bobină stea plasată conform figurii 2.6.d.

În figura 2.17 se prezintă variația inducției magnetice radiale pe grosimea țevii pentru cazul magnetizării pe grosime, cu ajutorul unei bobine stea realizată din 10 bobine cilindrice a 300 spire.

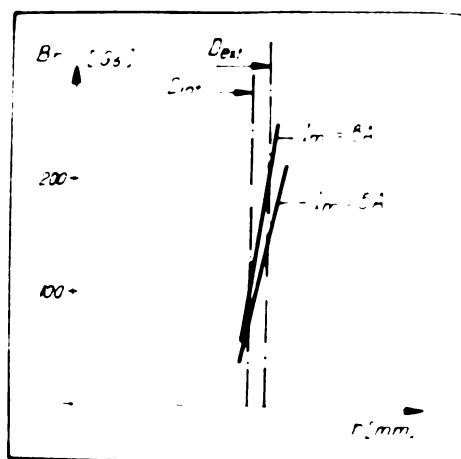


Figura 2.17.

După cum rezultă din figură și în acest caz se semnalează o neomogenitate a câmpului magnetic pe grosimea țevii, dar această neomogenitate este mai redusă, inducția magnetică în dreptul muchiei interioare fiind de cea 2 ori mai redusă decât inducția magnetică în dreptul muchiei exterioare. Din această cauză, pentru sudarea țevelor cu grosimi relativ mari (peste 4 mm) se recomandă utilizarea magnetizării pe grosime conform soluției de mai sus.

În continuare, experimentările de sudare s-au realizat, pentru cazurile când nu se specifică altfel, folosind sistemul de magnetizare creat de 2 bobine cilindrice a 300 spire.

2.3.2. Caracteristica volt-amperică a arcului rotitor

Obținerea caracteristicii volt-ampereice a arcului rotitor (adică a dependenței $U_a - I_a$) este utilă întrucât cu caracteristica exterioară a sursei de curent utilizate determinăm punctul de funcționare al arcului rotitor.

Realizarea caracteristicii arcului electric s-a făcut cu ajutorul dispozitivului experimental prezentat în Figura 2.13, folosind bobinele cilindrice de câte 300 spire prezentate în par.2.3.2, respectiv țevi din oțel 06S3, cu diametru 34 mm și grosime a pereților 3 mm.



Figura 2.13.

Alimentarea circuitului de sudare s-a realizat de la un convertizor de sudare manuală CS-5 avînd caracteristică căzătoare. Cu toate că utilizarea unor surse de curent cu caracteristică rigidă ar putea fi avantajoasă datorită efectului de autoreglare, folosirea acestor surse la sudarea cu arc rotitor este împiedicată de tensiunea de mers în gol redusă a acestor surse. Se apreciază că pentru amorsarea în condiții bune a procesului de sudare cu arc rotitor sînt necesare tensiuni de mers în gol de minim 70 V , /39/.

În figura 2.19 se prezintă curbele de variație în timp a lui I_a și U_a înregistrate cu ajutorul unui instrument cu spot luminos tip Visicorder. Alura curbelor este tipică, ea regăsindu-se în toate determinările experimentale făcute.

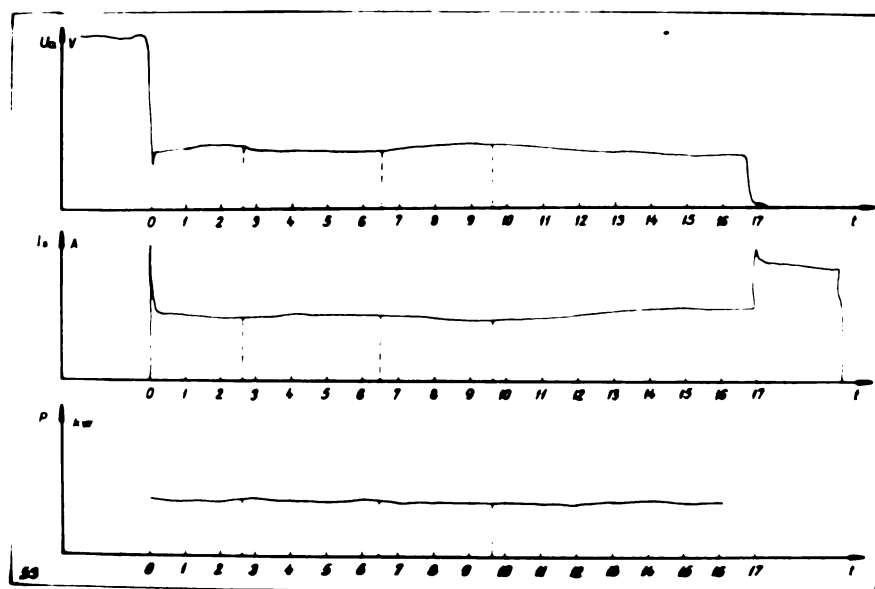


Figura 2.19.

Din figura 2.19 rezultă următoarele observații :

a. În timpul încălzirii cu arc rotitor are loc variația tensiunii arcului cu pînă la 10% din valoarea medie. Această variație a lui U_a se datorește modificării forțelor ce acționează asupra arcului, ceea ce are ca efect o deformare variabilă în timp a coloanei arcului. Cauzele principale care

conduc la modificarea forțelor respective sînt : modificarea mobilității petei catodice și modificarea cîmpului magnetic din întrefier pe măsura încălzirii țevilor,

b. imediat după amorsare se produce o ușoară creștere a lui U_a datorită măririi forței de rezistență aerodinamică la deplasarea arcului, pe măsura accelerării acestuia,

c. pe măsura încălzirii capetelor țevii, mobilitatea petei catodice crește și, ca urmare, tensiunea arcului scade,

d. în momentul saltului de viteză al arcului (v.2.3.3) rezistența aerodinamică crește, deformarea arcului se mărește, arcul își mărește lungimea, deci și tensiunea,

e. odată cu topirea marginilor țevii are loc o ușoară scădere a tensiunii datorită decelerării arcului (v.2.3.3)

f. curentul de sudare variază simetric cu tensiunea arcului, astfel încît puterea arcului rămîne practic constantă pe întreg parcursul perioadei de încălzire.

În figura 2.20 se prezintă caracteristica arcului rotitor pentru două valori ale curentului de magnetizare, pentru un arc cu o lungime inițială de 1,5 mm. Caracteristica a fost ridicată utilizînd valori medii ale mărimilor U_a și I_s .

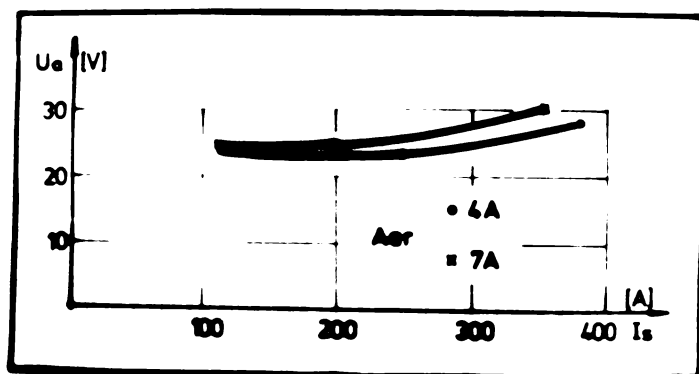


Figura 2.20.

Se observă că, la sudarea cu arc rotitor, caracteristica arcului este o curbă cu alură urcătoare specifică arcului electric concentrat, ca, de pildă, pentru cazul sudării MIG sau WIG. Întrucât rotirea arcului se face cu viteză ridicată într-un mediu gazos cu temperatura scăzută, se poate aprecia că mediul exercită asupra arcului o acțiune de comprimare, adică, de concentrare.

Curentul de sudare și tensiunea arcului depind de intensitatea cimpului magnetic din întrefier. Pentru diferite puteri ale arcului, la aceeași tensiune de mers în gol a sursei de sudare, s-au ridicat dependențele $U_a = f(I_m)$ și $I_s = f(I_m)$ care sînt prezentate în figura 2.21.

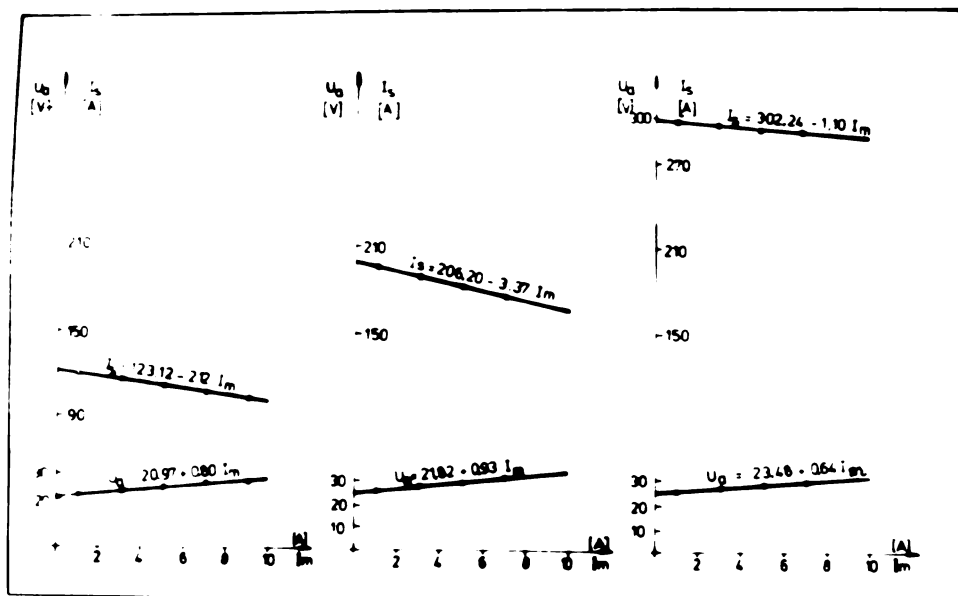


Figura 2.21.

În figură sînt trasate curbele de regresie liniară calculate pe baza datelor experimentale. Pentru a verifica dacă U_a și I_s depind semnificativ de I_m s-a testat, pentru fiecare regresie determinată, ipoteza statistică "panta regresiei este nulă" contra alternativei "panta regresiei dife-

rită de zero". In toate situațiile, ipoteza respectivă a fost respinsă, la un risc $\alpha = 5\%$. Deci, atît tensiunea arcului, cît și curentul de sudare depind semnificativ de intensitatea cîmpului magnetic și anume, tensiunea arcului crește liniar, iar curentul de sudare scade liniar cu curentul de magnetizare.

Așa cum s-a arătat în par. 2.3.1. pe lîngă componenta radială, cîmpul magnetic are și o componentă axială. Aceasta acționează asupra coloanei arcului, imprimîndu-i o rotație în jurul axei sale. Dacă deformarea arcului depășește o anumită valoare limită se produce stingerea arcului cu un zgomot caracteristic.

Timpu de ardere stabilă a arcului rotitor depinde de parametrii U_a , I_g , I_m , d. De exemplu, pentru țevile utilizate la experimentări se obțin timpi de rotație stabilă de ordinul 15-20 s la $I_g = 150$ A și $I_m = 2 - 9$ A, respectiv de 2-3 s dacă I_g crește peste 300 A sau I_m crește peste 10 A.

Trecerea de la arderea stabilă a arcului la arderea nestabilă este legată de topirea capetelor pieselor. Picăturile de material topit sînt antrenate de arcul rotitor în sensul de deplasare al acestuia. Asupra picăturii acționează următoarele forțe, /34/ :

- forța centrifugă,
- forța gravitațională,
- adeziunea,
- tensiunea superficială.

In cazul în care componenta radială a forței rezultante depășește o anumită valoare critică, picătura este expulsată sub formă de împrăscări însoțite de un zgomot puternic. Ca urmare a împrăscărilor, lungimea arcului crește pînă la atingerea lungimii de stingere, cînd are loc întreruperea arcului.

In general, la rotirea arcului cu viteză mică, întreruperea procesului de rotire se face prin scurtcircuit. Indiferent de parametri utilizați scurtcircuitul se localizează în

aceeași poziție, dependentă de sensul de rotație al arcului, figura 2.22.

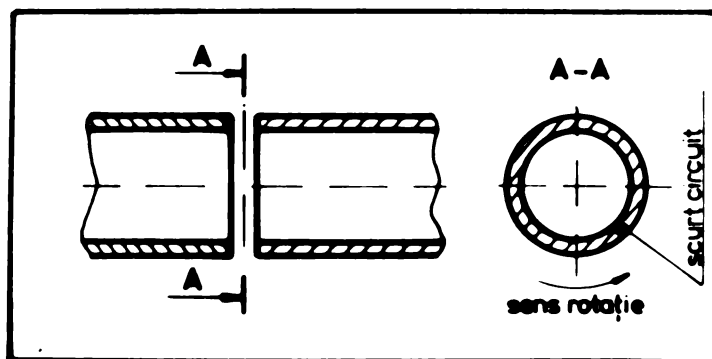


Figura 2.22.

Acest lucru se datorește modificării acțiunii forței gravitaționale în timpul rotirii arcului. În zona în care arcul coboară forța de gravitație are același sens cu deplasarea picăturii, ca atare, picătura este antrenată în sensul de rotație. În zona în care arcul urcă, forța de gravitație se opune deplasării picăturii. În felul acesta, picăturile se acumulează într-un anumit punct în care se produce scurtcircuitul.

Odată cu creșterea cîmpului magnetic în întrefier, deci cu mărirea vitezei arcului întreruperea arcului se face, de obicei, prin deformarea sa peste lungimea de stingere. Deci, evitarea scurtcircuitelor la sudare se poate realiza prin creșterea vitezei de rotație a arcului prin mărirea cîmpului magnetic de excitație.

2.3.3. Viteza de deplasare a arcului rotitor

Viteza de rotație a arcului în timpul procesului de încălzire este corelată cu fenomenele din arcul rotitor, și

controlează procesul de încălzire al pieselor. De aceea, este utilă cunoașterea modului de variație în timp a vitezei de rotație.

Pentru măsurarea vitezei arcului s-au utilizat următoarele metode :

a. plasarea unei fotodiode în vecinătatea arcului (figura 2.23.a) și înregistrarea semnalului dat de aceasta, pe un instrument înregistrator cu viteză mare de înregistrare.

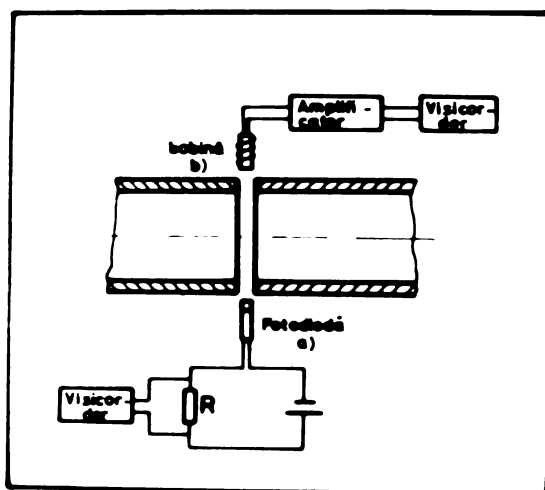


Figura 2.23.

b. plasarea unei bobine de dimensiuni reduse în vecinătatea arcului și înregistrarea tensiunilor induse în bobină la fiecare trecere a arcului prin fața bobinei, figura 2.23.b.

c. înregistrarea zgomotului produs de arcul electric pe o bandă de magnetofon, transpunerea semnalului pe un instrument înregistrator și măsurarea frecvenței semnalului,

d. filmarea rapidă a arcului electric,

e. modificarea voltă a lungimii arcului pe circumferința țevii prin țegirea unei țevi, figura 2.24. înregistrarea tensiunii arcului și numărarea frecvenței de variație a tensiunii.

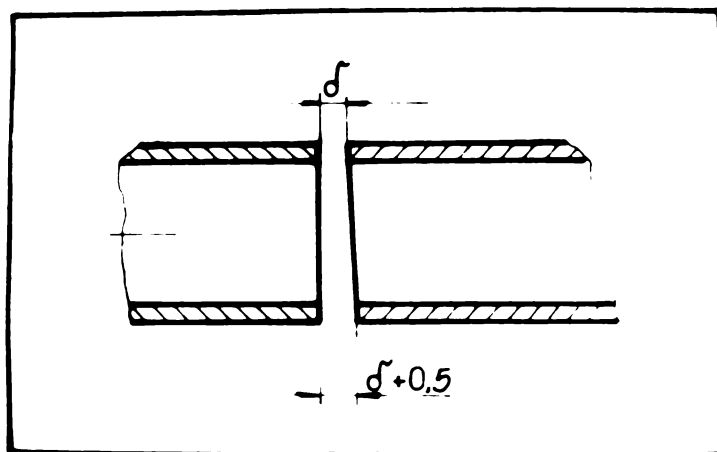


Figura 2.24.

Metoda a a ridicat dificultăți datorită faptului că în momentul încălzirii marginilor țevii pînă la incandescență se produce o blocare a fotodiodei. Pentru a împiedica acest fenomen s-a folosit un sistem optic pentru proiectarea arcului electric pe un ecran, fotodioda plasîndu-se pe suprafața ecranului într-un punct care acoperă exclusiv zona arcului electric figura 2.25.

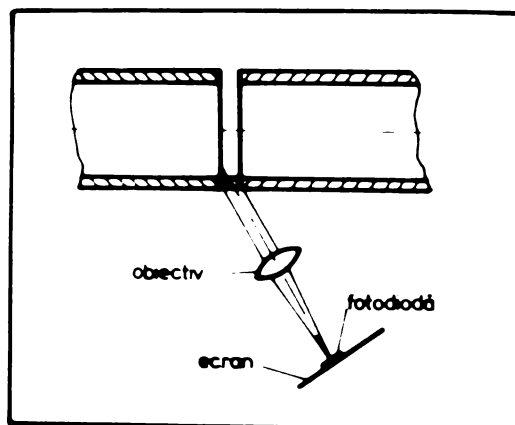


Figura 2.25.

O soluție mai simplă o constituie utilizarea unor fotodiode sensibile în ultraviolet, deci care nu sesizează încălzirea la incandescență a pieselor. Soluția nu a putut fi utilizată datorită lipsei fotodiodelor respective.

Incercările efectuate cu metoda b nu au dat rezultate corespunzătoare datorită complicațiilor introduse de necesitatea amplificării substanțiale a semnalului de valoare scăzută indus de arcul rotitor. Din această cauză s-a renunțat la această metodă.

Metoda c este mai simplă decât celelalte două, dar separarea semnalului arcului de zgomotul de fond este destul de dificilă.

Filmarea rapidă d oferă informații de precizie mare asupra comportării arcului electric, dar este legată de complicații privind aparatura necesară, respectiv de necesitatea prelucrării filmelor.

Metoda e permite măsurarea frecvenței de rotație a arcului prin înregistrare directă cu viteză mare a tensiunii arcului. Pentru a nu conturba arderea arcului este necesar ca diferențele dintre mărimea întrefierului maximă și minimă să fie reduse. Pentru cazurile experimentale această diferență a avut valoarea de cca 0,5 mm.

În continuare, se prezintă rezultatelor măsurărilor cinematice asupra arcului rotitor efectuate cu ajutorul metodelor a și e și verificate prin metoda de filmare rapidă.

În figura 2.26 se indică modul de variație al vitezei de rotație pentru un arc rotitor ce arde în aer între 2 țevi din oțel OLT35, $D = 34$ mm și $\delta = 3$ mm, la un curent de sudare de 100 ± 10 A. După cum rezultă din figura 2.26 perioada de ardere a arcului poate fi împărțită în 4 etape și anume :

a. perioada inițială, în care are loc o mișcare accelerată a arcului cu o viteză relativ redusă,

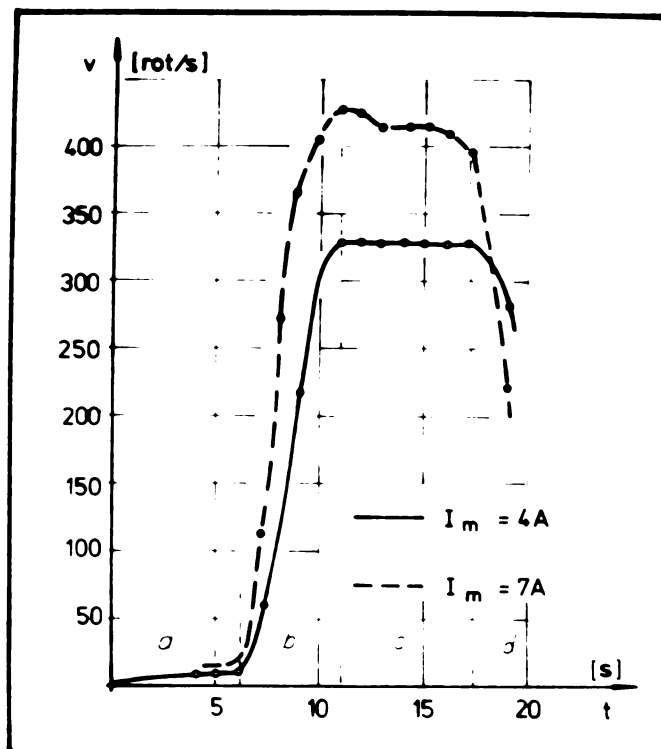


Figura 2.26.

b. perioada tranzitorie în care se semnalează un salt rapid al vitezei de rotație,

c. perioada arderii stabile, caracterizată printr-o rotație a arcului cu viteză practic constantă,

d. perioada finală în care se produce o încetinire a rotației.

Aceste etape se întâlnesc indiferent de regimul de sudare utilizat, extinderea în timp a etapelor depinzând de parametrii de sudare respectivi.

Prezența fazelor menționate s-a confirmat printr-o strobografiere cu viteză mare a arcului rotitor. În figura 2.27 se prezintă o strobogramă corespunzătoare fazei a, caracterizată prin $I_g = 100 A$, $t = 3 s$, $I_m = 7 A$, $d = 1,5 mm$, frecvența cadrelor 666 imagini/s, frecvența de rotație a arcului 8 rot/s.

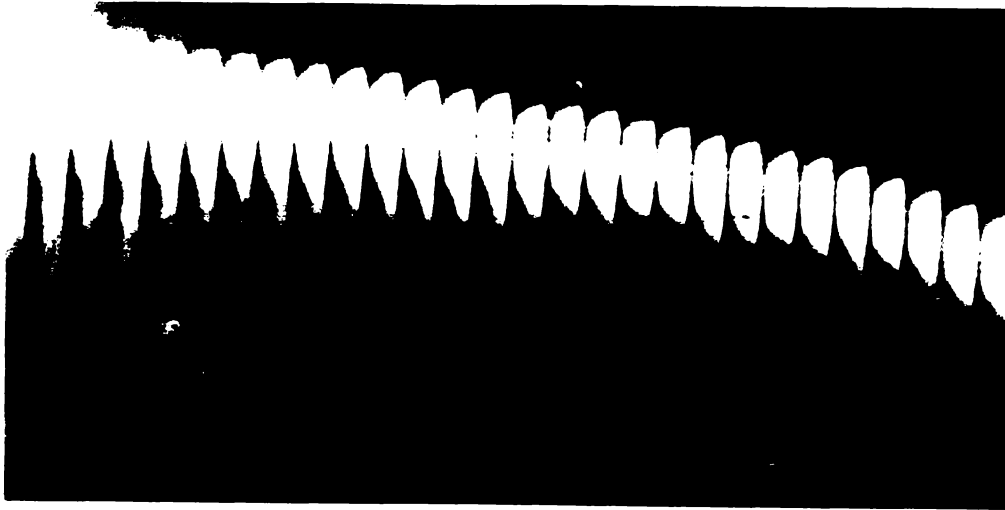


Figura 2.27.

Figura 2.28 prezintă trecerea de la perioada inițială la perioada tranzitorie. Parametrii caracteristici ai strobogramei sînt aceeași ca în cazul anterior, cu excepția timpului $t = 7$ s. Frecvența de rotație a arcului este de cca 20 rot/s în perioada inițială, ea crescînd brusc la o valoare de cca 200 rot/s.

Strobograma din figura 2.29 corespunde unui timp de încălzire de 12 s, frecvența cadrelor fiind de 1333 imagini/s. Frecvența de rotație a arcului rotitor are o valoare de cca 460 rot/s.

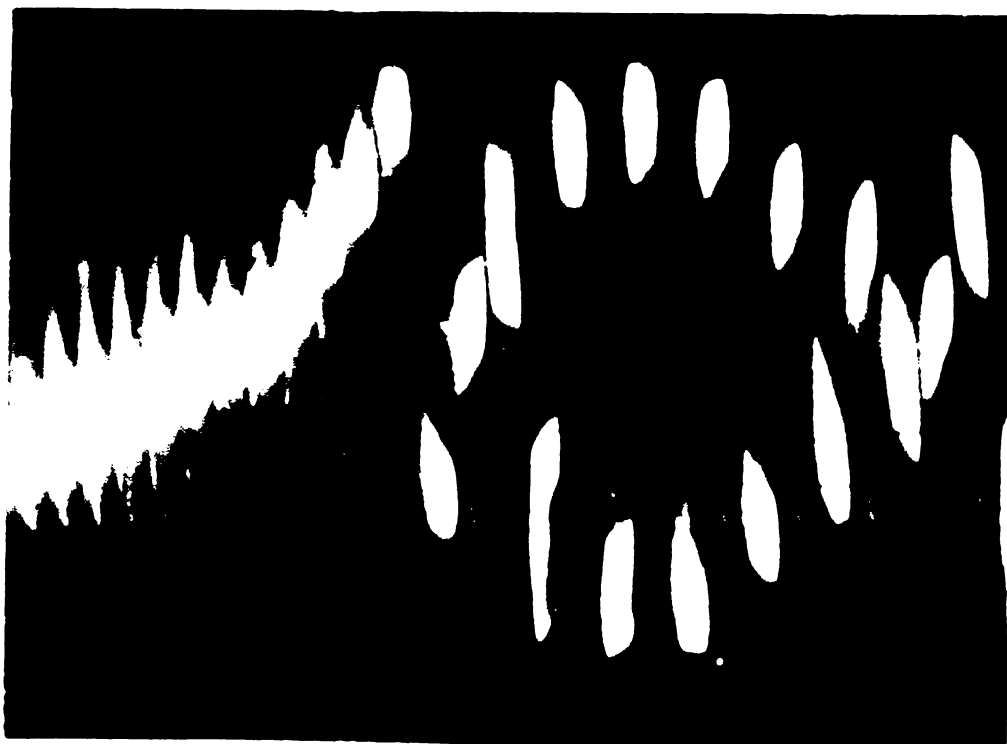


Figura 2.28.

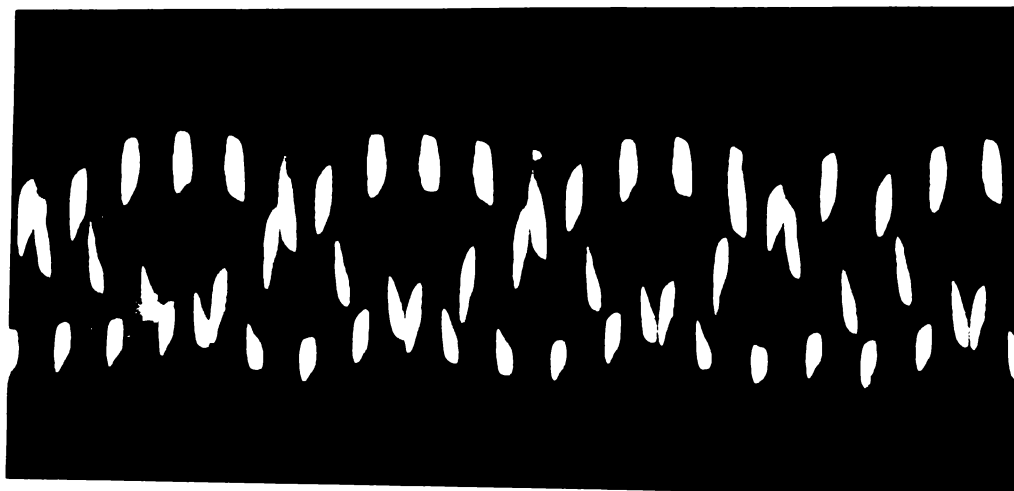


Figura 2.29.

În sfârșit, în figura 2.30 se prezintă o strobogramă caracteristică perioadei finale, $t = 18$ s, frecvența cadrelor 1333 imagini/s. Frecvența de rotație a cercului are valoarea de 230 rot/s.

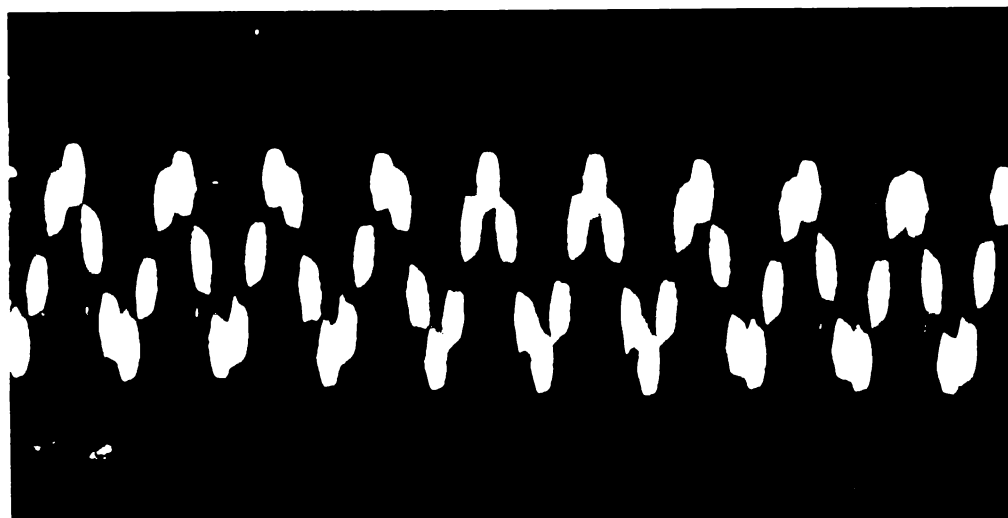


Figura 2.30.

Pentru a găsi explicația existenței fazelor menționate s-a făcut următorul experiment. Într-un anumit regim de sudare s-a întrerupt procesul de încălzire prin arc rotitor la diferiți timpi de sudare. S-au examinat apoi suprafețele frontale ale țevilor. În figura 2.31 se prezintă aspectul suprafețelor frontale ale țevilor pentru un regim de încălzire determinat de $I_s = 100$ A, $I_m = 3$ A, $d = 1,5$ mm, la timpi de încălzire de 2, 5, 10, 15 și, respectiv 20 s.



Figura 2.31.

După cum rezultă din figura 2.31 la începutul perioadei de încălzire arcul se rotește pe interiorul țevii, întrucât în această zonă câmpul magnetic este minim. Pe măsura încălzirii țevilor mobilitatea petelor active se mărește iar densitatea de curent de emisie crește, conform relației Richardson-Dushman :

$$j = CT^2 e^{-A/kT} \quad (2.16)$$

unde C este o constantă, A - reprezintă lucrul mecanic de ieșire al electronilor din material, k - constanta lui Boltzmann, iar T - temperatura. În felul acesta, viteza arcului crește. Odată cu atingerea punctului Curie, în zona inferioară a țevii, aceasta devine nemagnetică și arcul va fi împins spre exteriorul țevii, deci într-o zonă în care câmpul magnetic este mare. Ca urmare, are loc un salt de viteză și arcul se va roti cu o viteză ridicată. În momentul topirii țevilor picăturile de material topit crează obstacole în calea deplasării arcului și, ca urmare, se produce o încetinire a acestuia.

Viteza de rotație a arcului poate fi influențată direct prin curentul de sudare și curentul de magnetizare.

Pentru a estima influența cantitativă a curentului prin arc și a intensității câmpului magnetic asupra vitezei de rotație a arcului se poate utiliza o relație de calcul a vitezei, dedusă în condițiile echilibrului dintre forța electromagnetică și forța de rezistență aerodinamică. În calcule, se neglijează, deci, efectele zonelor active, considerându-se ca factor determinant pentru mișcarea arcului, efectul de coloană (v.1.3). Condițiile de mișcare a arcului (rotație cu viteză mare) permit, cu o aproximație suficientă, asimilarea sa cu un conductor masiv. Forța electromagnetică are expresia :

$$F_e = B I d \quad (2.17)$$

d fiind distanța dintre electrozi, adică tocmai lungimea inițială a arcului. Forța de rezistență aerodinamică la deplasarea cu viteza v a unui corp rigid de secțiune S , printr-un mediu de gaz cu densitatea ρ_g este dată de relația :

$$F_r = \frac{c}{2} \rho_g v^2 S \quad (2.18)$$

unde c reprezintă constanta aerodinamică. Pentru corpuri cilindrice, constanta c are, aproximativ, valoarea 1. În felul acesta, rezultă viteza de deplasare a arcului :

$$v = \sqrt{\frac{2BI d}{c \rho_g S}} \quad (2.19)$$

Secțiunea activă a arcului, în ipoteza formei sale cilindrice, poate fi aproximată cu relația :

$$S = \frac{\pi d_a d}{2} \quad (2.20)$$

d_a fiind diametrul arcului. Inlocuind (2.20) in (2.19) se obține viteza de rotație a unui arc de formă cilindrică :

$$v = \sqrt{\frac{4 B I}{c \rho_g \pi d_a}} \quad (2.21)$$

La un arc electric de 100 A și un câmp magnetic de inducție 470 Gs, considerînd $d_a = 3 \text{ mm}$ și $\rho_g = 0,95 \text{ kg/m}^3$, rezultă $v = 45,9 \text{ m/s}$. Experimental s-a măsurat pentru aceleași condiții o viteză de 44,9 m/s, corespunzător diagramei din figura 2.26 curba $I_m = 7 \text{ A}$, etapa stabilă de rotație a arcului (viteză 420 rot/s, diametrul țevii $D = 34 \text{ mm}$).

In figura 2.32 se prezintă vitezele de rotație (m/s) stabilă, măsurate, respectiv calculate cu relația (2.21) la un curent de sudare de 100 A pentru diferite valori ale inducției magnetice.

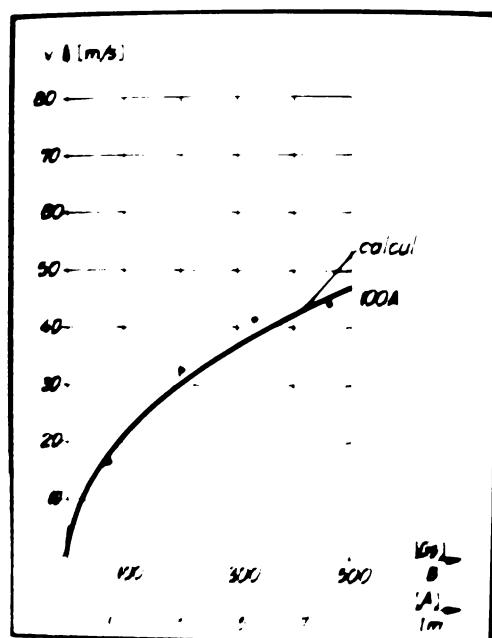


Figura 2.32.

Diferențele dintre valorile măsurate și calculate ale vitezei arcului se datorează aproximației introduse prin ipotezele de calcul a vitezei, respectiv prin aprecierea inducției magnetice care acționează, în fapt, asupra arcului. Pentru condițiile experimentale avute, diferențele dintre vitezele calculate și măsurate sînt sub 10%.

Viteza de rotație a arcului nu este un parametru semnificativ al procesului de încălzire al pieselor la sudare (v.3.1). Sub aspectul procesului de încălzire, deci, nu este esențială determinarea cu precizie a vitezei arcului. Intrucît însă, calculele de optimizare tehnologică a procesului de sudare presupun existența unor relații între parametrii de sudare, se apreciază că pentru aceste calcule se va putea utiliza relația (2.21).

În figura 2.33 se prezintă dependența $v = f(I_s, B)$, folosind relația (2.21), pentru valori $I_s = 100 - 300$ A, $B = 100 - 500$ Gs, considerînd $d_a = 3$ mm și $\rho_g = 0,95$ kg/m³.

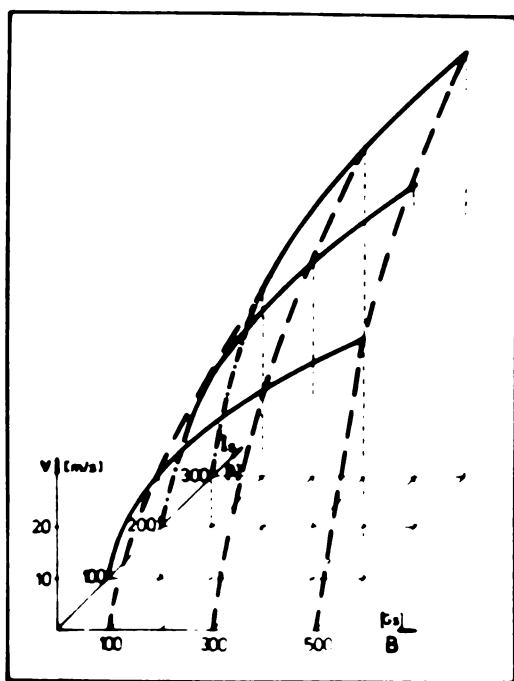


Figura 2.33.

2.3.4. Influența gazului de protecție

Pentru a extinde utilizarea procedurii de sudare cu arc rotitor la îmbinarea țevilor din oțeluri slab aliate și aliate, precum și din materiale neferoase s-a studiat influența gazelor de protecție bioxid de carbon și argon asupra deplasării arcului.

Dacă arcul electric se rotește în aer, se produce o interacțiune puternică a băii de metal topit cu atmosfera, ceea ce are ca urmare o oxidare puternică și o îmbogățire a conținutului de azot de pe suprafețele frontale ale pieselor. Prin utilizarea unui gaz de protecție se modifică forma arcului, procesul de topire al marginilor pieselor și viteza de rotație a arcului. Acestea influențează vâscozitatea zonei topite, procesul de oxidare, sensibilitatea la formarea porilor și tensiunea superficială a băii topite.

În tabelul 2.1 se indică conținuturile în azot pentru materialul de bază, respectiv pentru materialul supus acțiunii unui arc rotitor timp de 10 s la un curent de 150 A, în aer, bioxid de carbon și argon. Analiza de azot s-a făcut în zona situată la o distanță sub 1 mm de muchia încălzită a țevii.

Tabelul 2.1

Locul determinării	Conținutul în azot, ppm
material de bază	50
ZIT - aer	238
ZIT - CO ₂	122
ZIT - Ar	93

Valorile din tabel reprezintă mediile a 5 determinări efectuate. După cum rezultă, sub acțiunea arcului rotitor se produce o îmbogățire a conținutului de azot al materialului. Îmbogățirea este cea mai mare (476%) la rotirea arcului în aer, dar scade prin utilizarea unor gaze de protecție la 244% pentru cazul bioxidului de carbon, respectiv 126% pentru argon.

In figura 2.34, se prezintă caracteristicile volt-amperice ale arcului rotitor pentru cazul utilizării gazelor de protecție CO_2 respectiv Ar.

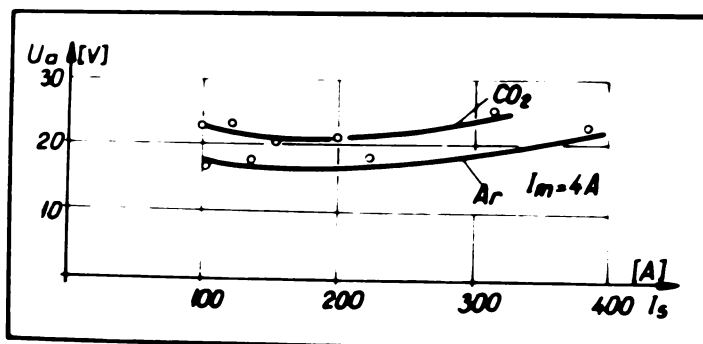


Figura 2.34.

Alura caracteristicilor arcului este asemănătoare cu cea corespunzătoare arcului rotitor în aer, diferențele de tensiune a arcului datorându-se tensiunilor de ionizare diferite ale celor 3 gaze.

In figura 2.35 se prezintă vitezele de rotație ale arcului rotitor în Ar, CO_2 și aer la un regim de încălzire determinat de $I_s = 100$ A, $I_m = 7$ A, $d = 1,5$ mm, debit gaz de protecție 30 l/min.

In CO_2 viteza de rotație a arcului este maximă, ceea ce poate fi explicat prin forma sferică a arcului, legată de o rezistență aerodinamică scăzută, respectiv prin mobilitatea ridicată a petelor active, /35/. Baia topită este fluidă și la timp de încălzire ridicați sau valori mari ale curentului de sudare se produce un număr mare stropi. In Ar viteza arcului este mai scăzută, forma arcului reprezentând o rezistență aerodinamică ridicată. In zonele în care se produce topirea suprafețelor, arcul se poate opri ușor. Tensiunea superficială ridicată a Ar are un efect favorabil. Pericolul împrăștiilor este mai

scăzut. Zgomotul produs de arcul rotitor în Ar este mai redus decât cel corespunzător celorlalte gaze, ceea ce poate fi explicat prin viteza relativ mai mică a arcului în Ar.

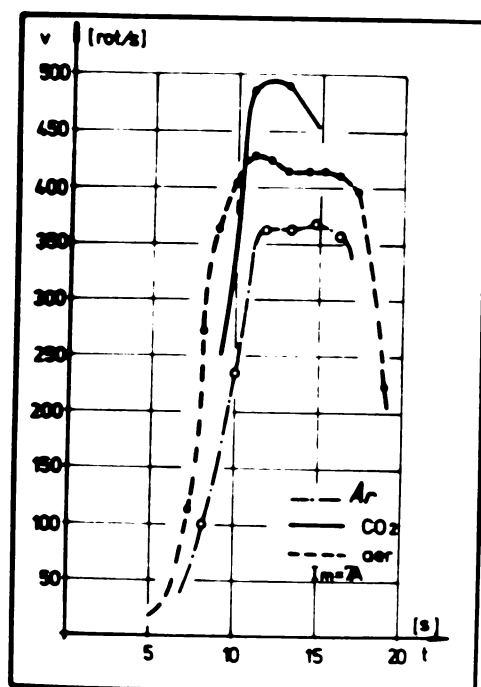


Figura 2.35.

Pentru asigurarea protecției corespunzătoare este necesar un debit suficient de gaz de protecție care se introduce prin interiorul țevilor. Prin aceasta se produce un flux radial de gaz spre exterior care se opune suflajului magnetic radial spre interior, datorat neomogenității câmpului magnetic. Incercările efectuate au arătat că un debit de gaz de 25 - 30 l/min este satisfăcător.

Datorită vitezelor de rotație diferite, câmpul magnetic trebuie corelat cu tipul gazului utilizat. Astfel, de pildă, la sudarea în CO₂ sînt necesare intensități ale câmpului magnetic mai reduse decât la sudarea în Ar.

2.3.5. Distanța dintre țevi, d.

Distanța dintre țevi reprezintă, practic, lungimea inițială a arcului. Ea este un parametru mai puțin important la sudare întrucît nu poate fi variată în limite largi. O lungime prea mică a arcului electric crează pericolul unui scurtcircuit, pe cîtă vreme un arc electric cu o lungime prea mare se stinge prin deformarea coloanei sale sub acțiunea cîmpului magnetic exterior, peste lungimea de stingere. Determinările făcute de /34/ au arătat că puterea arcului rămîne practic constantă pentru un domeniu relativ larg al distanței d ; peste o anumită valoare a lui d se semnalează o creștere a puterii arcului. Timpul de ardere stabilă a arcului scade pe măsura creșterii lui d .

Incercări efectuate de autor cu țevi avînd diametrul $D = 30 - 39$ mm au arătat că distanța d trebuie să aibe valori cuprinse în domeniul :

$$d = 1,5 \pm 0,5 \text{ mm}$$

pentru ca procesul de rotație al arcului să decurgă în mod stabil.

Din punct de vedere energetic, cu cît distanța d este mai mare cu atît energia introdusă în piese prin arc electric devine mai mică.

2.3.6. Pregătirea pieselor pentru sudare

Pregătirea pieselor pentru sudare este un factor important la sudarea cu arc rotitor întrucît eventuale neregularități ale suprafețelor frontale (abateri de la planitate sau rizuri) conduc la o modificare a lungimii arcului și, ca urmare, deranjează procesul de rotație al acestuia. În urma încercărilor efectuate în diferite condiții de pregătire a suprafețelor frontale s-a ajuns la concluzia că procesul de încălzire decurge

in mod uniform dacă variațiile de lungime ale arcului datorită neomogenităților menționate sînt sub 0,5 mm.

Pentru a asigura această condiție se recomandă pregătirea suprafețelor frontale ale țevilor prin prelucrare mecanică (strunjire, debitare). Tăierea cu oxigen poate fi aplicată cu condiția încadrării toleranțelor la planitate și a rizurilor în clasa de toleranțe 1, conform STAS 10564-76.

2.4. Parametrii etapei de refulare

2.4.1. Forța de refulare

Forța de refulare depinde de rezistența la cald a materialului de bază, precum și de cîmpul termic la sfîrșitul perioadei de încălzire a pieselor cu arc rotitor. Cu cît rezistența la cald a materialului este mai mare, respectiv extinderea zonei influențate termic este mai mică, cu atît forța de refulare trebuie să aibă valori mai ridicate.

In general, valoarea forței de refulare se determină din produsul dintre presiunea de refulare și secțiunea pieselor ce se sudează, aceasta presupunînd adevărată ipoteză repartiției uniforme a presiunii de refulare pe secțiunea pieselor.

Orientativ, pentru determinarea analitică a presiunii de refulare se pot utiliza relațiile de calcul specifice operației de deformare plastică prin refulare. Așa, de exemplu, presiunea de refulare pentru cazul refulării între suprafețe plan-paralele a unui semifabricat prismatic de secțiune dreptunghiulară se calculează cu relația, /73/ :

$$P_{ref} = 2k \left(1 + \mu \cdot \frac{3}{6b} \frac{b-a}{h} \right) \quad (2.22)$$

unde $2k = R_c$ reprezintă limita de curgere a materialului la temperatura de refulare, b și a - dimensiunile secțiunii semifabricatului, $b > a$, μ - coeficientul de frecare pe suprafața de contact, iar h - înălțimea semifabricatului.

Relația (2.22) va fi utilizată cu caracter informativ la sudare, considerând valori medii (fictive) pentru temperatură și dimensiunea zonei de refulare.

Pentru țevi din oțel OLT35 cu diametru 30 mm și pereți de 3 mm ($b = \pi \cdot 30$, $a = 3$ mm), considerând că refularea se extinde pe o lungime $h = 4$ mm, iar temperatura țevii este 900°C , la $\mu = 0,1$ și $R_c = 30$ N/mm² (la 900°C), /73/, rezultă $P_{\text{ref}} = 90$ N/mm².

Această valoare corespunde cu recomandările tehnologice la sudarea prin presiune a țevilor la care, pentru țevi din oțel carbon, se indică presiuni de refulare de ordinul 80 - 120 N/mm², /74/.

Alegerea presiunii de refulare, deci, a forței de refulare are o influență semnificativă asupra calității îmbinărilor sudate. O forță de refulare prea mică nu asigură rezistența necesară îmbinării sudate, în timp ce o forță de refulare prea mare poate provoca o fisurare a materialului în zona sudurii.

În figura 2.36 se prezintă o serie de suduri executate la diferite presiuni de refulare (60, 80, 100, 120 și 140 N/mm²), restul parametrilor de sudare fiind menținuți constanți.

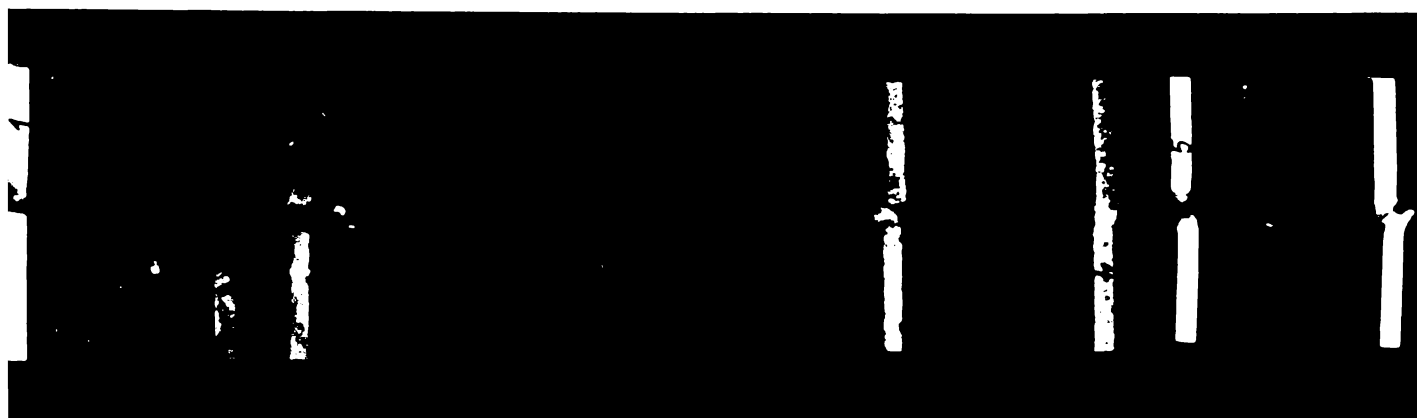


Figura 2.36.

Pentru intervalul de variație al presiunii de refulare, luat în considerare, scurtarea pieselor la sudare se modifică de la 1,2 mm la 7,5 mm.

În același timp, odată cu creșterea presiunii de refulare, deci a forței de refulare, se produce o recristalizare a materialului care are ca efect finisarea structurii. În figura 2.37 se prezintă structurile zonei influențate termic (100x)

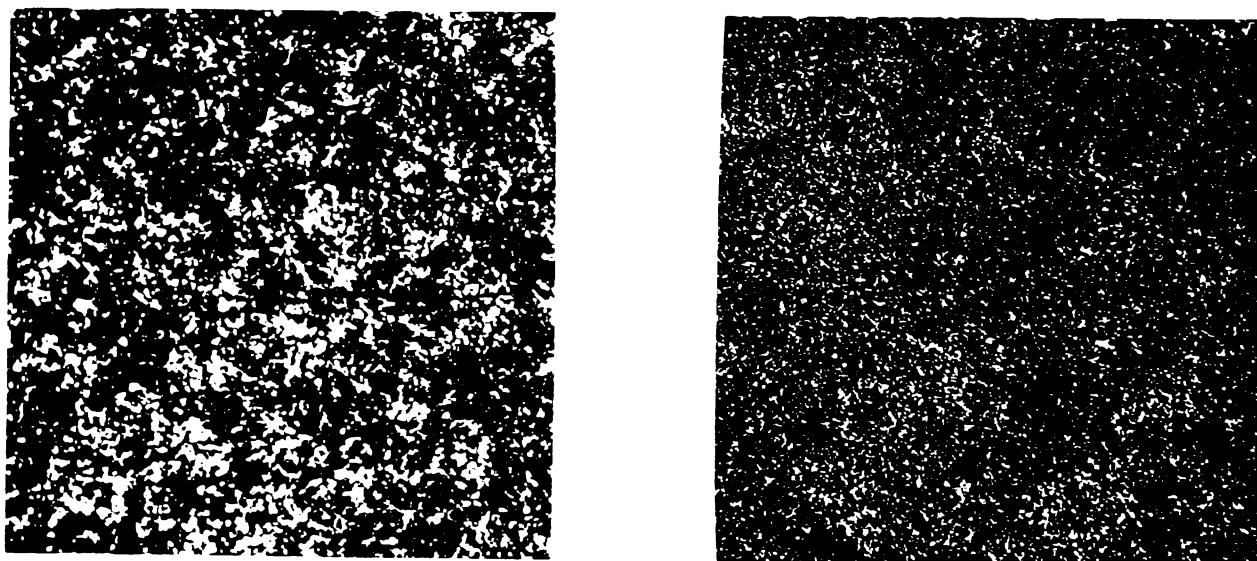


Figura 2.37.

ale unei suduri realizate la o presiunea de refulare de 72 N/mm^2 respectiv 120 N/mm^2 , (țevi din oțel OLT35). Cu excepția presiunii de refulare ceilalți parametri de sudare au fost menținuți constanți. Structura ZIT s-a analizat la o distanță de 2 mm de linia de topire.

Se observă o finisare a granulației cu creșterea presiunii de refulare de la punctajul 7 ($p_{\text{ref}} = 72 \text{ N/mm}^2$) la punctajul 9 - 10 ($p_{\text{ref}} = 120 \text{ N/mm}^2$).

2.4.2. Viteza de refulare

Valoarea vitezei de refulare depinde, ca și la sudarea prin presiune, de materialul de bază. Cu cât afinitatea

acestui față de oxigen este mai ridicată, cu atât viteza de refulare trebuie să fie mai mare.

La declanșarea refulării, odată cu producerea unui scurtcircuit între cele mai apropiate zone ale celor două piese, arcul electric se stinge și se stabilește un curent de scurtcircuit prin legătura creată între piese. În acest fel, porțiunile din suprafețele frontale ale țevilor care nu sînt în atingere directă sînt supuse acțiunii oxidante a atmosferei. Pentru a reduce acest fenomen, la sudarea cu arc rotitor se recomandă utilizarea unor viteze de refulare ridicate.

Pentru cazul sudării țevilor din oțel carbon s-au testat viteze de refulare în domeniul 50 - 150 mm/s. Suduri realizate la viteze de refulare de 50 mm/s, respectiv 150 mm/s, ceilalți parametri de sudare fiind constanți, au fost supuse unui control roentgen, încercării de aplatizare, precum și unei examinări microscopice. În urma determinărilor efectuate s-a ajuns la concluzia că, pentru materialul de bază utilizat, nu apar diferențe semnificative între sudurile realizate la cele două viteze de refulare.

Ca urmare, pentru sudarea cu arc rotitor a țevilor din oțel carbon, viteza de refulare nu este un parametru semnificativ de sudare, pentru intervalul de variație testat.

2.5. Parametrii principali ai procesului de sudare

Din analiza acțiunii parametrilor de sudare cu arc rotitor se observă că aceștia au efecte diferite asupra procesului de sudare, respectiv asupra rezultatului procesului de sudare. Complexitatea operației de optimizare tehnologică este condiționată de numărul parametrilor luați în considerare.

Din această cauză este utilă reducerea numărului de parametri folosiți, prin împărțirea parametrilor de sudare în :

- a. parametri principali și
- b. parametri secundari,

considerându-se ca parametri secundari aceia care nu au o influență directă asupra sudurii.

In cele ce urmează se definesc următorii parametri principali de sudare :

- curentul de sudare , I_s ,
- timpul de încălzire, t ,
- curentul de magnetizare, I_m ,
- natura și debitul gazului de protecție, d_g ,
- forța de refulare, F_{ref} .

Studiile de optimizare tehnologică vor avea ca obiect determinarea valorilor parametrilor principali de sudare funcție de criteriile de optimizare utilizate.

Parametrii secundari de sudare depind în relativ mică măsură de piesele ce se sudează. Alegerea lor se va face pe baza datelor prezentate în tabelul 2.2.

Tabelul 2.2.

Parametrii secundari	Recomandare
U_a	Depinde de sursa de sudare, de I_s și de U_o $U_a = 20 - 27 \text{ V}$
d	$d = 1,5 \pm 0,5 \text{ mm}$
D_b	$D_b = r_o \sqrt{3}$, r_o - raza bobinei
t_m	Depinde de material, $t_m = 0 - 2s$
I_r	$I_r = 1,5 I_s$
F_{str}	$F_{str} = (1,5 - 2,0) F_{ref}$
d_{bac}	$d_{bac} = D_b + b + 20$, mm
v_{ref}	50 mm/s pentru oțel carbon
v_{rot}	Depinde de I_s , I_m , d
pregătirea pieselor	prelucrare mecanică

In tabelul 2.3 se sintetizează influența parametrilor principali asupra sudurii cu arc rotitor.

Tabelul 2.3.

Parametru principal	Valoare mare	Valoare mică
I_s	timp de încălzire posibil redus ZIT îngustă topire neuniformă, cratere	timp de încălzire posibil mare ZIT largă topire uniformă încălzire insuficientă
t_s	ZIT largă supraîncălzire, reacții cu atmosfera topire neuniformă	ZIT îngustă încălzire insuficientă
I_m	suflarea și stingerea arcului	curgerea picăturilor de metal lichid, întreruperea arcului prin scurtcircuit încălzire neuniformă reacții cu atmosfera
F_{ref}	materialul încălzit este refulat, - sudură rece	materialul supraîncălzit rămâne în cusătură, oxizi și pori, rezistență mecanică scăzută.

3. Procese energetice la sudarea cu arc rotitor

3.1. Cîmpul termic la sudarea cu arc rotitor

Pentru a controla procesul de sudare, respectiv pentru a aprecia din punct de vedere energetic fenomenele ce au loc în timpul sîdării cu arc rotitor, este utilă cunoașterea ciclului termic în diferite puncte, în timpul încălzirii pieselor cu arc rotitor.

3.1.1. Cîmpul termic la sudare

În general, studiul cîmpului termic la sudare este relativ complicat, presupunînd rezolvarea ecuației diferențiale a conducției termice pentru condițiile la limită definite :

$$\frac{\partial T}{\partial t} = a \nabla^2 T + \frac{a}{\lambda} q_v \quad (3.1)$$

unde s-au notat :

- a - difuzivitatea termică a materialului,
- λ - conductibilitatea termică a materialului,
- q_v - fluxul termic produs de sursele de căldură din interiorul corpului respectiv,
- T - temperatura corpului.

În cazul problemelor de sudare, condițiile la limită sînt, de regulă, de speța a treia, prescriind schimbul de căldură prin convecție al corpului cu mediul ambiant :

$$\alpha (T - T_a) = - \lambda \left(\frac{\partial T}{\partial n} \right)_s \quad (3.2)$$

În relația (3.2), α reprezintă coeficientul de transmitere al căldurii prin convecție, T_a - temperatura mediului ambiant, iar s - suprafața corpului.

Integrarea directă a ecuației (3.1) este posibilă numai pentru anumite cazuri particulare. Astfel, se demonstrează că, dacă la timpul $t = 0$, se aplică unui corp infinit, izotrop și omogen, o sursă punctiformă instantanee de intensitate Q , atunci soluția ecuației diferențiale a conducției este :

$$T(r, t) = \frac{Q}{c \gamma (4 \pi a t)^{3/2}} e^{-r^2/4at} \quad (3.3)$$

Originea vectorului de poziție r este luată în punctul de aplicare al sursei ; c reprezintă căldura specifică a corpului, iar γ greutatea specifică a lui.

Dacă, în aceleași condiții, se aplică unui corp o sursă liniară de intensitate Q_L , respectiv o sursă planară Q_P , instantanee, cîmpurile termice vor fi respectiv :

$$T(\delta, t) = \frac{Q_L}{c \gamma (4 \pi a t)} e^{-\delta^2/4at} \quad (3.4)$$

$$T(h, t) = \frac{Q_P}{c \gamma (4 \pi a t)^{1/2}} e^{-h^2/4at} \quad (3.5)$$

unde δ , respectiv h reprezintă distanța de la punctul considerat la dreapta sau planul pe care sînt repartizate sursele instantanee.

Procesele de propagare a căldurii la încălzirea corpurilor cu arcul electric sînt foarte variate. Ele sînt influențate de următorii factori :

a. forma și dimensiunile pieselor, caracteristicile termofizice ale materialelor, precum și condițiile schimbului de căldură dintre piese și mediul ambiant,

b. puterea termică efectivă a arcului electric și distribuția fluxului termic pe suprafața arcului.

Pentru a face un studiu cuprinzător al cîmpurilor termice cu relații relativ simple, este necesară o schematizare a cazurilor ce intervin în practică.

Din punctul de vedere al dimensiunilor pieselor se deosebesc :

- A₁ - piese mari care se aproximează cu un corp semiinfinit. Cîmpul termic este tridimensional.
- A₂ - piese cu grosime redusă față de celelalte dimensiuni, approximate printr-o placă. În acest caz, se poate considera că temperatura este uniformă pe grosimea plăcii, deci cîmpul termic este bidimensional.
- A₃ - piese cu lungime mare față de celelalte dimensiuni, care se aproximează cu o bară. Repartiția temperaturii pe suprafața barei este uniformă și, ca atare, cîmpul termic este monodimensional.

Este de menționat că în toate cazurile (A_1, A_2, A_3), în apropierea sursei termice cîmpul termic este tridimensional. La distanțe mari cîmpul termic este determinat, așa cum s-a arătat, de forma corpului.

Constantele termofizice de material depind de temperatura corpului, ceea ce complică rezolvarea ecuației diferențiale a conducției termice. Pentru simplificare se consideră, însă, că ele sînt independente de temperatură. Eroarea provocată de această simplificare poate fi redusă prin considerarea unor valori medii ale constantelor termofizice. Așa, de pildă, pentru oțelul moale mărimile α și λ se apreciază la o valoare corespunzătoare temperaturii de 400°C , iar α la valoarea corespunzătoare temperaturii de 300°C , /76/. Se admite, totodată, că în decursul încălzirii, materialul nu suferă transformări de fază.

Din punctul de vedere al sursei termice, arcul electric se consideră o sursă concentrată, neglijându-se repartizarea spațială a fluxului termic. Funcțiile de durată de acțiune, respectiv viteza de deplasare a sursei termice se întâlnesc următoarele cazuri :

A_{10}, A_{20}, A_{30} - surse cu acțiune instantanee, corespunzător dimensiunilor corpului (corp semiinfinit, placă, bară),

A_{11}, A_{21}, A_{31} - surse cu acționare permanentă, ce se mișcă cu viteză constantă,

A_{12}, A_{22}, A_{32} - surse cu acțiune permanentă, ce se mișcă cu viteză constantă mare. În această situație se neglijează transmiterea de căldură în sensul de deplasare al sursei termice.

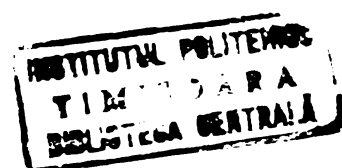
În practică, se întâlnesc cele 9 cazuri de mai sus, în următoarele situații :

- A_{10}, A_{20}, A_{30} - la prinderea provizorie prin sudare,
- A_{11}, A_{21}, A_{31} - la sudarea manuală,
- A_{12}, A_{22}, A_{32} - la sudarea automată.

În tabelul 3.1 se prezintă expresiile câmpului termic pentru cazurile definite. În aceste relații b reprezintă coeficientul de schimb de căldură prin convecție cu mediul înconjurător.

Tabelul 3.1.

Corp semiinfinit	Placă	Bară
$A_{10} \frac{2Q}{c\delta(4\pi at)^{3/2}} e^{-\frac{r^2}{4at}}$	$A_{20} \frac{Q}{c\delta\delta(\pi at)} e^{-\frac{r^2}{4at} - bt}$	$A_{30} \frac{Q}{c\delta A(4\pi at)} e^{-\frac{r^2}{4at} - \frac{z^2}{4at}}$
$A_{11} \frac{P}{2\pi\lambda r} e^{-\frac{r^2}{2a} - \frac{z^2}{2a}}$	$A_{21} \frac{P}{2\pi\lambda\delta} e^{-\frac{r^2}{2a} - \frac{z^2}{2a} - K_0}$	$A_{31} \frac{P}{c\delta A\sqrt{a}} e^{-\frac{r^2}{2a} - \frac{z^2}{2a}}$
$A_{12} \frac{P}{2\pi\lambda\sqrt{a}} e^{-\frac{r^2}{4at} - \frac{z^2}{4at}}$	$A_{22} \frac{P}{\sqrt{a}\delta\sqrt{4\pi at}} e^{-\frac{r^2}{4at} - \frac{z^2}{4at}}$	A_{32}



3.1.2. Cîmpul termic la încălzirea cu arc rotitor

La încălzirea cu arc rotitor se poate considera că arcul electric este o sursă termică distribuită uniform pe grosimea țevii (sursă liniară) ce se rotește uniform cu viteza v .

Studiul cîmpului termic se poate face prin reducerea la unul din cazurile prezentate în tabelul 3.1. Prin desfășurarea țevii cu diametrul D și grosimea δ se obține o placă de grosime δ și lățime πD , figura 3.1. În felul acesta, încălzirea

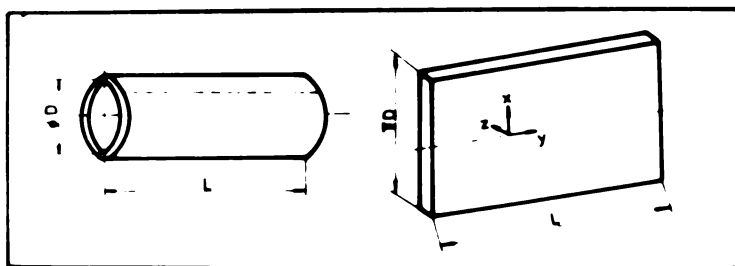


Figura 3.1.

țevilor la sudarea cu arc rotitor se poate studia cu relațiile corespunzătoare încălzirii unei plăci de grosime redusă, de o sursă liniară ce se deplasează cu viteza v - cazul A_{22} . Intrucît viteza de rotație a arcului este relativ ridicată (> 1 m/s) lățimea finită a plăcii nu are o influență semnificativă asupra procesului de propagare al căldurii.

Eroarea introdusă prin asimilarea țevii cu o placă de lățime finită este cu atît mai redusă cu cît diametrul țevii este mai mare și grosimea țevii mai mică. Lungimea plăcii (țevii) se consideră infinită.

Pentru cazul sursei liniare ce se deplasează cu viteză mare v , adică în cazul A_{22} , cîmpul termic are expresia :

$$T(y,t) = \frac{q/\delta}{2v\sqrt{\pi\lambda c_p t}} e^{-\frac{y^2}{4at} - bt} \quad (3.6)$$

unde q reprezintă puterea termică efectivă a arcului electric, iar b apreciază schimbul de căldură al plăcii cu mediul ambiant prin suprafața xy (v. figura 3.1) prin expresia :

$$b = \frac{2 \alpha}{c \gamma \delta} \quad (3.7)$$

La sudarea cu arcul rotitor încălzirea țevilor se realizează prin mai multe rotații ale arcului electric. În această situație, câmpul termic va rezulta prin însumarea efectelor datorate fiecărei rotații a arcului electric, conform relației (3.6). Rezultă, în felul acesta, câmpul termic :

$$T(y, t) = \frac{q}{2 v \delta \sqrt{\pi \lambda c \gamma}} \sum_{j=0}^{n-1} \frac{1}{t-j \Delta t} e^{-\frac{y^2}{4a(t-j \Delta t)}} - b(t-j \Delta t) \quad (3.8)$$

unde n reprezintă numărul de rotații ale arcului, iar Δt - perioada de rotație a sa. Întrucât Δt are o valoare foarte redusă se poate considera valabilă relația :

$$t - j \Delta t = i \Delta t \text{ pentru } j = 0 \dots (n-1) \text{ și } i = 1 \dots n \quad (3.9)$$

Folosind relația (3.9) și notînd f frecvența de rotație a arcului, relația (3.8) devine :

$$T(y, t) = \frac{q}{2 v \delta \sqrt{\pi \lambda c \gamma f^{-1}}} \sum_{i=1}^n \frac{1}{\sqrt{i}} e^{-\frac{y^2 f}{4a i} - \frac{b i}{f}} \quad (3.10)$$

Viteza arcului se poate exprima funcție de frecvența de rotație:

$$v = \pi D \cdot f \quad (3.11)$$

Înlocuind expresia de mai sus în relația (3.10) se obține expresia câmpului termic la sudarea cu arc rotitor :

$$T(y,t) = \frac{q}{2\pi^{3/2} D \delta f^{1/2} \lambda^{1/2} (c\gamma)^{1/2}} \sum_{i=1}^{ft} \frac{1}{\sqrt{i}} e^{-\frac{y^2 f}{4ai} - \frac{bi}{f}} \quad (3.12)$$

Relația (3.12) poate fi pusă sub forma :

$$T(y,t) = \frac{q}{D\delta} \Delta \quad (3.13)$$

unde prin Δ s-a notat următoare expresie :

$$\Delta = \frac{1}{2\pi^{3/2} f^{1/2} \lambda^{1/2} (c\gamma)^{1/2}} \sum_{i=1}^{ft} \frac{1}{\sqrt{i}} e^{-\frac{y^2 f}{4ai} - \frac{bi}{f}} \quad (3.14)$$

Mărimea Δ nu depinde de dimensiunile geometrice ale pieselor care se sudează, respectiv de regimul de sudare, cu excepția frecvenței de rotație a arcului. Expresia Δ poate fi calculată simplu cu un program în limbaj Fortran pentru diferite valori ale lui y și f . Folosind valorile lui Δ se poate determina apoi cu ajutorul relației (3.13) câmpul termic la sudarea cu arc rotitor a țevilor de dimensiuni D, δ , la un regim de sudare caracterizat prin puterea termică efectivă a arcului q .

Intrucât procedeul de sudare cu arc rotitor se aplică mai ales la sudarea țevilor din oțel carbon, s-au făcut determinările lui Δ luând în considerare constantele termofizice de material corespunzătoare acestui tip de oțeluri. Constantele s-au apreciat la valori medii corespunzătoare unei temperaturi de 400°C și au valorile :

$$\begin{aligned} \lambda &= 0,04187 \text{ kW/m grad} \\ a &= 0,1 \cdot 10^{-4} \text{ m}^2/\text{s} \end{aligned}$$

$$c = 0,656 \cdot 10^{-3} \text{ kJ/g. grad}$$

$$\alpha = 1,046 \text{ kW/m}^2 \text{ grad}$$

Calcululele s-au efectuat pentru următoarele valori numerice ale lui y , t și f :

$$y = 0, 1, 2, 3, 4, 5 \text{ mm ,}$$

$$t = 1, 2, 3, \dots, 15 \text{ s}$$

$$f = 1, 10, 50, 100, 200, 300, 400 \text{ rot/s.}$$

Valorile lui Δ pentru domeniile de mai sus sînt prezentate în tabelul 3.2.

Tabelul 3.2.

y mm	f rot/s					y mm	f rot/s					
	1	10	50	100	200		1	10	50	100		
t s	1	10	50	100	300	t s	1	10	200	300		
	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12
0	1	0,25	0,40	0,45	0,47	0,487	2	1	0,22	0,26	0,349	
	2	0,42	0,60	0,66	0,67	0,691		2	0,39	0,44	0,437	
	3	0,56	0,75	0,81	0,83	0,848		3	0,52	0,59	0,585	
	4	0,68	0,83	0,94	0,96	0,977		4	0,64	0,72	0,712	
	5	0,79	0,99	1,06	1,07	1,090		5	0,74	0,820	0,820	
	6	0,88	1,09	1,16	1,17	1,190		6	0,84	0,920	0,920	
	7	0,97	1,19	1,25	1,26	1,293		7	0,92	1,009	1,009	
	8	1,05	1,27	1,33	1,35	1,365		8	1,00	1,090	1,090	
	9	1,13	1,34	1,41	1,42	1,444		9	1,07	1,167	1,167	
	10	1,20	1,42	1,48	1,50	1,517		10	1,14	1,24	1,240	
	11	1,27	1,48	1,55	1,57	1,585		11	1,21	1,31	1,306	
	12	1,33	1,55	1,61	1,63	1,648		12	1,27	1,37	1,369	
	13	1,39	1,61	1,68	1,69	1,709		13	1,33	1,44	1,430	
	14	1,44	1,67	1,73	1,75	1,766		14	1,38	1,49	1,437	
	15	1,50	1,73	1,79	1,80	1,823		15	1,44	1,54	1,541	

1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12
1	1	0,24	0,35	0,362	idem f=50	idem f=50	3	1	0,19	0,18	0,165
	2	0,41	0,55	0,562				2	0,34	0,34	0,333
	3	0,55	0,70	0,716				3	0,47	0,48	0,473
	4	0,67	0,84	0,857				4	0,58	0,59	0,591
	5	0,73	0,94	0,956				5	0,63	0,70	0,693
	6	0,87	1,04	1,058				6	0,77	0,80	0,793
	7	0,96	1,13	1,149				7	0,86	0,89	0,882
	8	1,04	1,22	1,231				8	0,93	0,97	0,961
	9	1,12	1,29	1,310				9	1,01	1,04	1,033
	10	1,18	1,37	1,383				10	1,08	1,11	1,103
	11	1,25	1,44	1,448				11	1,14	1,18	1,174
	12	1,32	1,50	1,514				12	1,21	1,24	1,235
	13	1,37	1,56	1,573				13	1,26	1,30	1,297
	14	1,43	1,61	1,632				14	1,31	1,36	1,353
	15	1,48	1,67	1,687				15	1,37	1,41	1,408
4	1	0,15	0,11	idem f=200	idem f=200	0,104	5	1			0,063
	2	0,29	0,26			0,249		2			0,131
	3	0,41	0,38			0,376		3			0,294
	4	0,51	0,51			0,489		4			0,399
	5	0,61	0,59			0,539		5			0,494
	6	0,69	0,68			0,682		6			0,582
	7	0,78	0,77			0,766		7			0,662
	8	0,85	0,85			0,845		8			0,739
	9	0,92	0,92			0,918		9			0,809
	10	0,99	0,99			0,986		10			0,875
	11	1,05	1,05			1,052		11			0,933
	12	1,12	1,12			1,113		12			1,000
	13	1,17	1,17			1,176		13			1,056
	14	1,23	1,23			1,226		14			1,111
	15	1,28	1,28			1,231		15			1,163

După cum rezultă din tabelul 3.2 pentru fiecare valoare y există o frecvență critică la depășirea căreia mărirea Δ nu se mai modifică funcție de frecvența f . Aceste frecvențe critice au valorile :

$$f_c = 200 \text{ rot/s la } y = 0$$

$$f_c = 50 \text{ rot/s la } y = 1 - 5 \text{ mm.}$$

Intrucît la sudarea cu arc rotitor a țevilor din oțel carbon, frecvențele de rotație ale arcului se plasează în domeniul 200 - 500 rot/s (corespunzător fazei stabile de rotație a arcului, v. 2.3.3) se poate aprecia că încălzirea pieselor la sudare nu depinde de frecvența de rotație a arcului. Din acest motiv, în tabelul 3.3 sînt sintetizate valorile lui Δ corespunzătoare frecvențelor critice. Aceste valori permit găsirea rapidă a cîmpului termic la sudare.

Pentru sudarea cu arc rotitor a țevilor din material nemagnetic, frecvențele de rotație ale arcului sînt relativ mici și de aceea determinarea cîmpului termic la sudare presupune calculul expresiei (3.12) pentru valoarea corespunzătoare a frecvenței de rotație.

Tabelul 3.3.

y t s	0	1	2	3	4	5
1	2	3	4	5	6	7
1	0,487	0,362	0,249	0,165	0,104	0,063
2	0,691	0,562	0,437	0,333	0,249	0,131
3	0,348	0,716	0,585	0,473	0,376	0,294
4	0,977	0,857	0,712	0,591	0,489	0,399
5	1,090	0,956	0,820	0,698	0,589	0,494
6	1,190	1,058	0,920	0,793	0,682	0,582
7	1,283	1,149	1,009	0,882	0,766	0,662
8	1,365	1,231	1,090	0,961	0,845	0,739
9	1,444	1,310	1,167	1,038	0,913	0,809
10	1,517	1,383	1,240	1,108	0,986	0,875
11	1,585	1,448	1,306	1,174	1,052	0,938

1	2	3	4	5	6	7
12	1,648	1,514	1,369	1,235	1,113	1,000
13	1,709	1,573	1,430	1,297	1,172	1,056
14	1,766	1,632	1,487	1,353	1,226	1,111
15	1,823	1,687	1,541	1,408	1,281	1,163

Aşa cum s-a arătat mai sus la sudarea materialelor magnetice cîmpul termic nu depinde de frecvența de rotație a arcului electric. Acest lucru permite introducerea unei simplificări în calculul cîmpului termic, considerînd că încălzirea țevilor se produce sub acțiunea unei surse termice plane permanente ce acționează un timp t . Pentru acest caz, cîmpul termic va avea expresia, /34/ :

$$\begin{aligned}
 T(y,t) &= \int_0^t \frac{q/\pi D}{4c\gamma(\pi at)^{1/2}} \cdot y e^{-\frac{y^2}{4at} - bt} dt = \\
 &= \frac{q y}{4 \lambda \pi^{3/2} D \delta} \int_0^t \frac{e^{-\frac{y^2}{4at} - bt}}{\sqrt{t}} dt \quad (3.15)
 \end{aligned}$$

În relația (3.15) s-a ținut seama de identitatea $\lambda = a/c\gamma$. Dacă se neglijează schimbul de căldură cu exteriorul, $b = 0$, și se notează :

$$\theta = \int_0^t \frac{1}{\sqrt{t}} e^{-\frac{y^2}{4at}} dt \quad (3.16)$$

expresia cîmpului termic devine :

$$T(y,t) = \frac{qy}{4 \lambda \pi^{3/2} D \delta} \cdot \theta \quad (3.17)$$

Integrala θ se poate scrie sub o formă mai simplă prin introducerea variabilei criteriale τ :

$$\tau = \frac{4at}{y^2} \quad (3.18)$$

Integrala devine :

$$\theta = \int_0^{\tau} \frac{1}{\sqrt{\tau}} e^{-\frac{1}{\tau}} d\tau \quad (3.19)$$

Sub această formă integrala se poate rezolva prin schimbarea de variabilă $w = \sqrt{\tau}$. Integrînd prin părți rezultă

$$\theta = 2 \left\{ \sqrt{\tau} e^{-\frac{1}{\tau}} - \sqrt{\pi} \left[1 - \Phi \left(\frac{1}{\sqrt{\tau}} \right) \right] \right\} \quad (3.20)$$

unde $\Phi(z)$ s-a notat funcția erorilor :

$$\Phi(z) = \frac{2}{\sqrt{\pi}} \int_0^z e^{-u^2} du \quad (3.21)$$

In tabelul 3.4 se prezintă valorile lui θ pentru domeniul $\tau = 2 - 480$, iar în figura 3.2 curba $\theta = f(\tau)$ calculată.

Tabelul 3.4.

τ	θ	τ	θ	τ	θ	τ	θ
2	0,5924	16	4,9496	56	11,6558	224	26,8707
4	1,4178	20	5,8305	72	13,1687	288	30,9226
6	2,1535	24	6,3340	88	15,4853	352	34,5249
8	2,812	28	7,3778	104	17,1509	384	36,1969
10	3,4101	32	8,0764	120	18,6957	448	39,3348
12	3,9600	40	9,3686	160	22,1564	480	40,8157

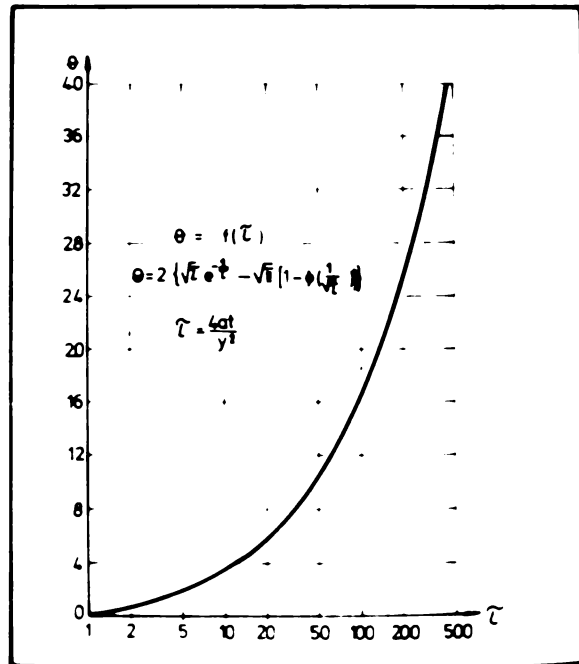


Figura 3.2.

Cămpul termic se poate determina, astfel, folosind curba din figura 3.2 și relația (3.17).

Pentru a compara rezultatele obținute cu cele 2 ipoteze luate în considerare la calculul câmpului termic (sursă liniară ce se deplasează cu viteză mare, respectiv, sursă plană permanentă), se poate exprima câmpul termic la sudare în cazul sursei plane sub o formă similară relației (3.13) :

$$T(y,t) = \frac{q}{D\delta} \Gamma \quad (3.22)$$

unde prin Γ s-a notat expresia :

$$\Gamma = \frac{y}{4\lambda\pi^{3/2}} \cdot \theta \quad (3.23)$$

Valorile expresiei Γ pentru domeniile y și t definite sînt prezentate în tabelul 3.5, respectiv în figura 3.3.

Tabelul 3.5.

$\frac{y}{s}$ $\frac{t}{mm}$	0,001	1	2	3	4	5
1	2	3	4	5	6	7
1	0,494	0,365	0,253	0,167	0,106	0,065
2	0,698	0,573	0,446	0,342	0,256	0,188
3	0,854	0,732	0,598	0,485	0,390	0,306
4	0,988	0,877	0,730	0,612	0,507	0,414
5	1,104	1,000	0,845	0,725	0,616	0,517
6	1,208	1,111	0,952	0,827	0,714	0,612
7	1,306	1,213	1,052	0,920	0,807	0,700
8	1,396	1,308	1,145	1,009	0,893	0,784
9	1,480	1,396	1,233	1,092	0,975	0,866
10	1,562	1,480	1,317	1,174	1,052	0,941
11	1,637	1,557	1,399	1,249	1,126	1,013
12	1,709	1,634	1,476	1,324	1,197	1,083

1	2	3	4	5	6	7
13	1,780	1,707	1,548	1,394	1,265	1,149
14	1,848	1,775	1,619	1,462	1,333	1,215
15	1,911	1,843	1,683	1,530	1,396	1,278

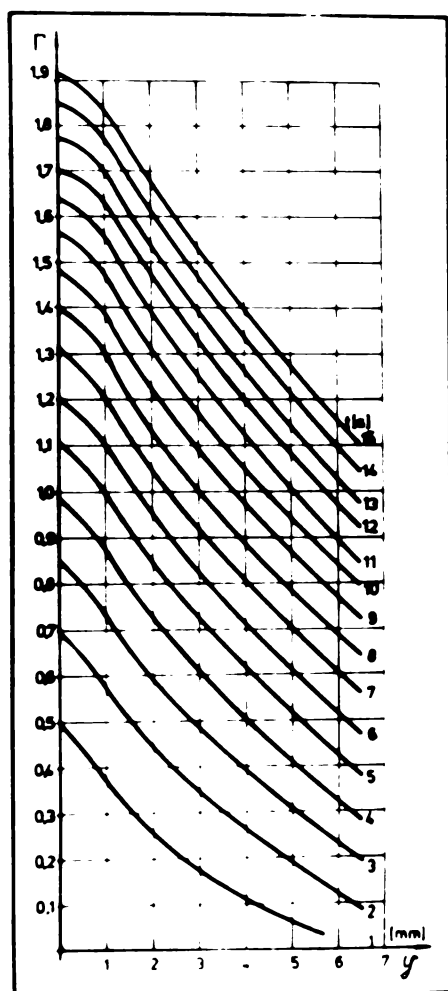


Figura 3.3.

Diferențele dintre mărimile Δ și Γ se datoresc atât ipotezelor făcute la calculul mărimilor respective, cât și neglijarii schimbului de căldură prin convecție cu mediul,

în cazul mărimii Γ . Aceste diferențe pot fi exprimate prin eroarea relativă Δ :

$$\Delta = \frac{\Delta - \Gamma}{\Delta} \% \quad (3.24)$$

În tabelul 3.6 se prezintă valorile extreme (maxime și minime) pentru erorile Δ , în procente.

Tabelul 3.6

t, s \ y, mm	0	5
1	1,49	3,27
15	4,85	9,90

Din tabelul 3.6 rezultă că eroarea Δ crește cu timpul de încălzire, respectiv cu distanța de la marginea țevii. Pentru domeniul considerat eroarea maximă este de 9,9%. Având în vedere că la sudarea cu arc rotitor se operează în general cu timpi de sudare sub 10 s și interesează încălzirea în domeniul pînă la $y = 4$ mm (v. 3.4 și 4) se poate considera că erorile introduse sînt acceptabile.

În concluzie, se apreciază că la sudarea cu arc rotitor a țevilor din oțel carbon se poate utiliza ipoteza sursei plane permanente (relația 3.22), în timp ce la sudarea pieselor din materiale nemagnetice se recomandă, în vederea limitării erorilor, folosirea ipotezei sursei termice liniare ce se deplasează cu viteză mare (relația 3.13).

3.1.3. Câmpul termic la răcire după refulare

Fragilizarea îmbinării sudate datorită unor constituenți structurali duri este condiționată de viteza de răcire a îmbinării în domeniul temperaturilor de transformare. Drept

estimator se folosește, de regulă, viteza de răcire în intervalul 800 - 500°C /2/. Pentru determinarea vitezelor de răcire, respectiv a căilor pentru reducerea lor, este necesară cunoașterea câmpului termic în perioada de răcire. Acest lucru se poate realiza utilizând metoda superpoziției, cu ajutorul relațiilor de calcul a câmpului termic la încălzire (relația 3.22). Răcirea pieselor are loc după încălzirea lor sub acțiunea unui arc rotitor într-o perioadă de timp t_s . Pentru calculul câmpului termic la răcire într-un moment t de la întreruperea arcului electric se consideră că începînd din momentul t_s asupra pieselor acționează pe lîngă sursa reală de intensitate q și o sursă termică fictivă avînd intensitatea $(-q)$. În felul acesta, câmpul termic va fi dat prin însumarea efectelor celor 2 surse și va avea expresia :

$$T(y,t) = \frac{q}{D\delta} \left[\Gamma(t_s + t) - \Gamma(t) \right] = \frac{q}{D\delta} \Gamma(\Delta t) \quad (3.25)$$

În figura 3.4. se prezintă valorile expresiei $\Gamma(\Delta t)$ calculate pentru următorii timpi de sudare :

$$t_s = 1s ; t_s = 6s ; t_s = 11s, \quad (y = 4 \text{ mm})$$

La sudarea cu arc rotitor, însă, răcirea pieselor se face după ce a avut loc refularea lor, ceea ce modifică configurația câmpului termic. Întrucît viteza de refulare este ridicată (50 - 150 mm/s) se poate considera că procesul de refulare decurge practic instantaneu și, în felul acesta, că sfîrșitul perioadei de încălzire cu arc rotitor coincide cu începutul perioadei de răcire. Totodată se poate neglija schimbul de căldură cu mediul ce are loc în timpul refulării.

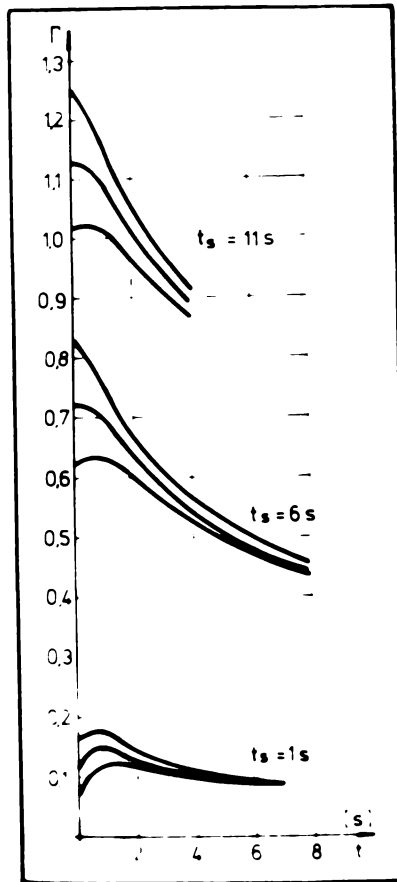


Figura 3.4.

Pentru studiul cimpului termic la răcire, după refulare, se va putea utiliza relația (3.25) cu observația că în locul coordonatei y se va folosi o coordonată ξ . Pentru determinarea lui ξ se folosește ipoteza secțiunilor plane /82/. Conform figurii 3.5 se poate scrie egalitatea volumelor elemen-

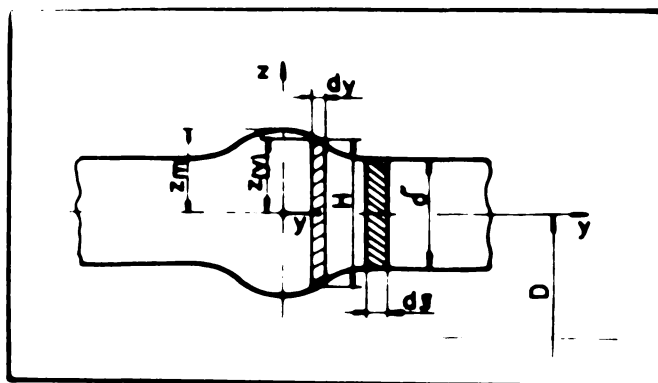


Figura 3.5.

tare înainte și după refulare :

$$\frac{\pi}{4} \delta^2 d\xi = \frac{\pi}{4} H^2 dy \quad (3.26)$$

de unde rezultă :

$$d\xi = \frac{H^2}{\delta^2} dy = \frac{4 z_y^2}{\delta^2} dy \quad (3.27)$$

Forma bevirii pentru îmbinările sudate prin presiune se poate aproxima cu o relație de tipul :

$$z_y = z_m e^{-\beta y} + \frac{\delta}{2} \quad (3.28)$$

unde z_m și β sînt constante ce se determină experimental.

Înlocuind relația (3.28) în relația (3.27) se obține:

$$d\xi = \left(\frac{4 z_m^2}{\delta^2} e^{-2\beta y} + \frac{4 z_m}{\delta} e^{-\beta y} + 1 \right) dy \quad (3.29)$$

Decă se notează deformația relativă cu ε :

$$\ln \varepsilon = \frac{2 z_m}{\delta} \quad (3.30)$$

rezultă prin integrarea relației (3.29), expresia coordonatei ξ

$$\xi = \frac{\ln^2 \varepsilon}{2 \beta} (1 - e^{-2\beta y}) + \frac{2 \ln \varepsilon}{\beta} (1 - e^{-\beta y}) + y \quad (3.31)$$

În felul acesta, câmpul termic la răcirea pieselor după refulare poate fi calculat cu relațiile (3.25) și (3.31). Dificultatea constă în volumul mare de investigații experimentale necesar pentru determinarea constantelor α_m și ρ .

3.1.4. Modelarea electrică a câmpului termic

Studiul câmpului termic la sudare poate fi simplificat prin utilizarea analogiei existente între câmpul termic și câmpul electric [83/,/84/,/85/]. În această analogie bazată pe considerente fizice și formale, diferențele de temperatură le corespund diferențele de potențial, izotermelor - liniile echipotențiale, liniilor de propagare a căldurii - liniile de forță, iar fluxului termic - intensitatea curentului electric.

În tabelul 3.7 se prezintă analogiile dintre principalele mărimi fizice termice și electrice, iar în tabelul 3.8 analogiile formale existente între cele două clase de fenomene.

Tabelul 3.7.

Cîmp termic		Cîmp electric	
Mărime fizică	Unitate măsură	Mărime fizică	Unitate măsură
Temperatură, T	grad	Potențial, V	V
Diferență temperatură, ΔT	grad	Tensiune electrică, U	V
Gradient temperatură,	grad/m	Intensitate cîmp electric, E	V/m
Flux termic, q	W	Curent electric	A
Conductibilitate termică, λ	W/m.grad	Conductibilitate electrică, σ	1/ Ω m
Cantitate de căldură,		Sarcină electrică, Q_e	C
Rezistență termică, R_t	J/grad	Rezistență electrică, R	Ω
Capacitate calorică, C_t	J/grad	Capacitate electrică, C	F

Tabelul 3.3

Cîmp termic	Cîmp electric
<p>Legea lui Fourier :</p> $q = -\lambda \text{ grad } T$	<p>Legea lui Ohm :</p> $i = -\sigma \text{ grad } V$
<p>Legea propagării căldurii :</p> $\frac{\partial T}{\partial t} = a \nabla^2 T$	<p>Legea propagării impulsului :</p> $\frac{\partial V}{\partial t} = \frac{1}{c'r} \nabla^2 V$ <p>c', r - capacitatea , respectiv rezistența specifică</p>

In felul acesta o problemă de cîmp termic poate fi redusă la o problemă de cîmp electric. Practic, pentru determinarea cîmpului termic se construiește un model electric de analogie și se studiază acest model.

In principiu, modelul de analogie poate fi construit în două feluri și anume :

- prin reprezentarea fidelă a cîmpului termic real sau
- prin utilizarea unei scheme echivalente.

In primul caz, unui cîmp termic uniform distribuit îi va corespunde în model un cîmp electric, de asemenea, uniform distribuit. In al doilea caz se utilizează o schemă echivalentă în care un element de volum din corpul supus acțiunii termice se reprezintă printr-un cuadripol în T sau TT format din rezistențe și capacități, figura 3.6 . Corpul real cu masă distribuită se înlocuiește în model printr-un lanț de cuadripoli. Elementele modelului electric se determină prin compararea legii lui Fourier și a legii de transmitere a căldurii prin convecție cu legea lui Ohm, tabelul 3.9.

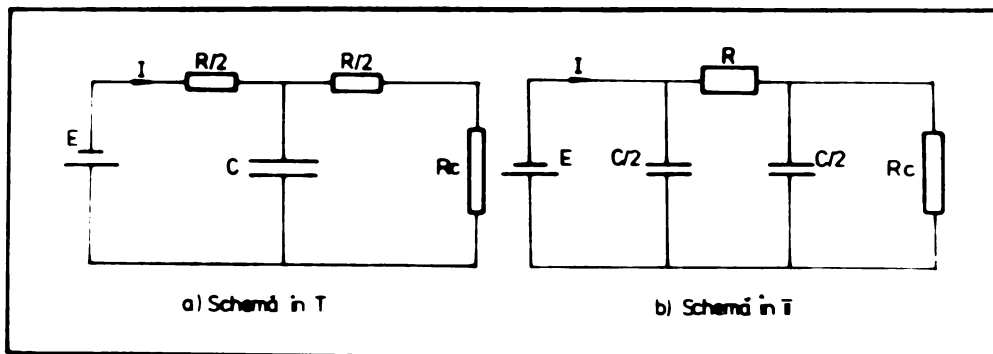


Figura 3.6.

Tabelul 3.9.

Legea lui Ohm	Legea propagării căldurii prin conducție	Legea propagării căldurii prin convecție
$I = \frac{1}{R} \cdot U$	$Q = \frac{\lambda \Delta z \cdot \Delta x}{y} \cdot \Delta T$	$Q = \alpha \Delta z \cdot \Delta x \cdot \Delta T$

In tabelul 3.9 s-a considerat un element de volum $\Delta V (\Delta x, \Delta y, \Delta z)$ în care are loc o propagare a căldurii numai în direcția y . Se observă că, din punct de vedere formal, în sistemul termic se poate defini o "rezistență" de conducție și o "rezistență" de convecție avînd următoarele expresii :

- rezistența de conducție

$$R_t = \frac{y}{\lambda \Delta z \cdot \Delta x} \tag{3.32}$$

- rezistența de convecție

$$R_{ct} = \frac{1}{\alpha \Delta z \cdot \Delta x}$$

Căldura înmagazinată în elementul de volum ΔV se exprimă prin capacitatea C dată de relația :

$$C = \Delta V \rho c \tag{3.33}$$

Pentru transpunerea mărimilor fizice termice în mărimi electrice este necesară adoptarea unor factori de conversiune. Aceștia se definesc ca raportul dintre unitatea electrică și unitatea termică respectivă. Există următorii factori de conversiune, notați în cele ce urmează F_c :

- F_c lungime : $f_x = \frac{X}{X_t}$; $\frac{\text{mm}}{\text{mm}}$, adică la f_x mm în modelul electric corespunde 1 mm în sistemul termic.

- F_c tensiune : $f_u = \frac{U}{T}$; $\frac{V}{\text{grad}}$,

- F_c rezistență : $f_R = \frac{R}{R_t}$; $\frac{\Omega}{\text{grad}}$,

- F_c capacitate : $f_C = \frac{C}{C_t}$; $\frac{F}{\text{grad}}$,

- F_c curent : $f_I = \frac{I}{q}$; $\frac{A}{W}$,

- F_c timp : $f_t = \frac{t}{t_t}$; $\frac{s}{s}$,

- F_c sarcină : $f_Q = \frac{Q}{Q_t}$; $\frac{C}{J}$.

Se poate admite că între sistemul termic și modelul electric nu există o distorsiune geometrică și, ca atare, $f_x = 1$. Rămân astfel, 6 factori de conversiune între care există următoarele relații :

$$f_u = f_I \cdot f_R$$

$$f_Q = f_u \cdot f_C$$

$$f_t = f_R \cdot f_C$$

(3.34)

Așadar, 3 factori de conversiune se vor alege arbitrar, ceilalți 3 rezultând, atunci, din relațiile (3.34).

Modelul de analogie poate fi studiat fie analitic prin utilizarea legilor lui Kirchhoff, fie experimental prin măsurarea potențialelor în diferite puncte ale modelului.

În cazul sudării cu arc rotitor se poate utiliza, după cum s-a arătat în par. 3.1.2, ipoteza sursei plane permanente. În acest caz, câmpul termic la sudare este unidirecțional, $T(y, t)$.

Metoda analogică de modelare electrică expusă mai sus se aplică pentru studiul încălzirii cu arc rotitor a 2 țevi identice de diametru D , grosime δ și lungimea l . Câmpul termic fiind independent de coordonata x , pentru construirea modelului electric se separă din placa rezultată prin defășurarea țevii (v. figura 3.1) un element de volum $\Delta V = \Delta z \cdot \Delta x \cdot l$ și se studiază, în continuare, încălzirea acestuia. Dacă q este fluxul termic al arcului electric care se repartizează practic uniform pe secțiunea țevii ($\pi D \cdot \delta$), elementul de volum ΔV va fi supus unui flux termic $q_{\Delta V}$ avînd expresia :

$$q_{\Delta V} = q \cdot \frac{\Delta z \cdot \Delta x}{\pi D \delta} \quad (3.35)$$

În modelul electric elementul de volum ΔV va fi reprezentat printr-un lanț de cuadripoli în T conectați în linie, fiecare cuadripol modelînd un element de volum $\Delta x \cdot \Delta y \cdot \Delta z$. Modelul electric al sistemului de încălzire al țevilor la sudarea cu arc rotitor este prezentat în figura 3.7. Elementele de circuit se calculează cu relațiile (3.32) și (3.33), după ce, în prealabil, s-au adoptat factorii de conversiune.

Intrucît cele 2 țevi, respectiv schemele echivalente lor sînt identice, se va studia în continuare doar încălzirea unei țevi în condițiile alimentării circuitului analogic cu un

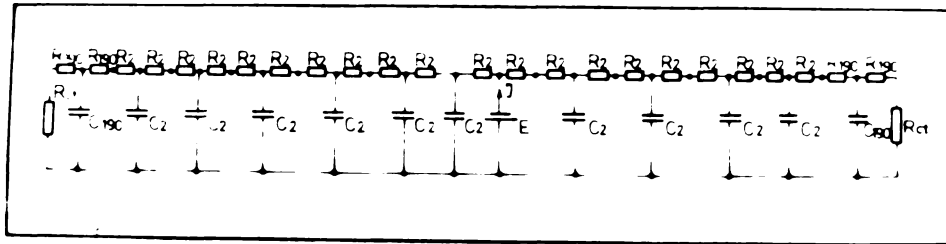


Figura 3.7.

curent $i = I/2$ (v. figura 3.7). Se menționează că la sudarea cu arc rotitor căldura arcului se repartizează practic în mod egal celor 2 țevi (v. par. 3.3).

Studiul analogic al încălzirii la sudarea cu arc rotitor se face în 2 feluri : analitic și experimental.

3.1.4.1. Studiul analitic al cimpului termic

Rezolvarea ecuațiilor scrise pe baza legilor lui Kirckhoff pentru un lanț de cuadripoli este relativ complicată. Se pot obține însă simplificări consistente prin utilizarea calculului operațional. Astfel, imaginile Laplace ale tensiunii și curentului la intrarea în cuadripolul m sînt date de expresiile /86/, /87/ :

$$\begin{aligned} \bar{u}_m &= \bar{u}_0 \operatorname{ch} gm - \bar{i}_0 Z \operatorname{sh} gm \\ \bar{i}_m &= \bar{i}_0 \operatorname{ch} gm - \frac{\bar{u}_0}{Z} \operatorname{sh} gm \end{aligned} \tag{3.36}$$

In aceste relații, \bar{u}_0 și \bar{i}_0 reprezintă imaginile Laplace ale tensiunii, respectiv curentului la intrarea în lanțul de cuadripoli. Impedanța Z este dată de relația :

$$Z = \frac{\sqrt{R}}{\sqrt{C}} \frac{\sqrt{pRC + 2}}{\sqrt{p}} \quad (3.37)$$

Avem, de asemenea, relațiile :

$$\begin{aligned} \operatorname{ch} g &= pRC + 1 \\ \operatorname{sh} g &= \sqrt{RC} \sqrt{p} \sqrt{pRC+2} \end{aligned} \quad (3.38)$$

Neglijând schimbul de căldură prin convecție pe suprafața xz , lanțul de cuadripoli va funcționa în regim de mers în gol. În felul acesta, $\bar{i}_n = 0$ și din ecuația (3.36) rezultă :

$$\bar{u}_0 = \frac{\bar{i}_0 Z \operatorname{ch} gn}{\operatorname{sh} gn} \quad (3.39)$$

Introducând expresia lui \bar{u}_0 , din relația (3.39) în relațiile (3.36) acestea devin :

$$\bar{u}_m = \frac{\bar{i}_0 Z \operatorname{ch} g(n-m)}{\operatorname{sh} g m} \quad (3.40)$$

$$\bar{i}_m = \frac{\bar{i}_0 \operatorname{sh} g(n-m)}{\operatorname{sh} g m}$$

In felul acesta, se pot determina imaginile Laplace ale tensiunii și curentului în orice cuadripol al lanțului. Pentru studiul câmpului termic interesează doar mărimea \bar{u}_m . Expresia tensiunii în cuadripolul m se simplifică dacă se consideră un lanț infinit de cuadripoli (corespunzând unor țevi de lungime infinită). In acest caz, expresiile (3.40) pot fi scrise sub forma :

$$\bar{u}_m = \frac{1}{2} (\bar{u}_0 - \bar{i}_0 Z) e^{gm} + \frac{1}{2} (\bar{u}_0 + \bar{i}_0 Z) e^{-gm} \quad (3.41)$$

$$\bar{i}_m = \frac{1}{2} \left(\bar{i}_0 - \frac{\bar{u}_0}{Z} \right) e^{gm} + \frac{1}{2} \left(\bar{i}_0 + \frac{\bar{u}_0}{Z} \right) e^{-gm}$$

Presupunind $R_e(g) > 0$, pentru ca \bar{u}_m și \bar{i}_m să nu tindă la infinit când $m \rightarrow \infty$ trebuie ca expresiile ce înmulțesc factorul e^{gm} să se anuleze. Rezultă, deci, condiția :

$$\bar{i}_0 = \frac{\bar{u}_0}{Z} \quad (3.42)$$

Introducând condiția (3.42) în relația (3.41) se obține :

$$\bar{u}_m = \bar{i}_0 Z e^{-gm} \quad (3.43)$$

$$\bar{i}_m = \bar{i}_0 e^{-gm}$$

Inlocuind valoarea lui Z din relația (3.37) și avînd în vedere că \bar{i}_0 este imaginea Laplace a curentului I , rezultă expresia tensiunii în cuadripolul m :

$$\bar{u}_m = I \frac{\sqrt{R}}{\sqrt{C}} \frac{1}{p} \frac{\sqrt{pRC + 2}}{\sqrt{p}} e^{-gm} \quad (3.44)$$

In practică, interesează câmpul termic doar în apropierea sursei termice, deci pentru valori reduse ale lui m .
Avem, astfel, pentru $m = 0$ și $m = 1$:

$$\bar{u}_0 = I \frac{\sqrt{R}}{\sqrt{C}} \cdot \frac{1}{p} \cdot \frac{\sqrt{pRC+2}}{\sqrt{p}} \quad (3.45)$$

$$\bar{u}_1 = I \frac{\sqrt{R}}{\sqrt{C}} \cdot \frac{1}{p} \cdot \frac{\sqrt{pRC+2}}{\sqrt{p}} (pRC+1 - \sqrt{RC} \sqrt{p} \sqrt{pRC+2})$$

Notînd :

$$\alpha = \frac{1}{RC} \quad (3.46)$$

relațiile (3.45) pot fi puse sub o formă care permite găsirea originalelor funcțiilor \bar{u}_0 și \bar{u}_1 prin utilizarea proprietăților imaginilor Laplace :

$$\bar{u}_0 = IR \left(\frac{1}{\sqrt{p} \sqrt{p+2\alpha}} + 2\alpha \frac{1}{p \sqrt{p} \sqrt{p+2\alpha}} \right) \quad (3.47)$$

$$\bar{u}_1 = IR^2 C \left(\frac{p}{\sqrt{p} \sqrt{p+2\alpha}} + 3\alpha \frac{1}{\sqrt{p} \sqrt{p+2\alpha}} + 2\alpha^2 \frac{1}{p \sqrt{p} \sqrt{p+2\alpha}} - 2\alpha \frac{1}{p} - 1 \right)$$

dar :

$$\frac{1}{p \sqrt{p+2\alpha}} \bar{\square} e^{-\alpha t} I_0(\alpha t) \quad (3.48)$$

unde $I_0(\alpha t)$ reprezintă funcția Bessel de prima speță, modificată. Prin $\bar{\square}$ s-a notat operația de transformare Laplace.

Intrucît avem :

$$[I_0(\alpha t)]' = I_1(\alpha t) \quad (3.49)$$

rezultă imediat :

$$\begin{aligned} \frac{p}{\sqrt{p} \sqrt{p+2\alpha}} [e^{-\alpha t} I_0(\alpha t)]' & \\ & [e^{-\alpha t} I_1(\alpha t) - \alpha e^{-\alpha t} I_0(\alpha t)] \end{aligned} \quad (3.50)$$

Se obține, de asemenea :

$$\frac{1}{p \sqrt{p} \sqrt{p+2\alpha}} [\int_0^t e^{-\alpha t} I_0(\alpha t) dt] \quad (3.51)$$

Integrala din relația (3.51) poate fi rezolvată prin descompunerea funcției Bessel $I_0(\alpha t)$ în serie. Avem :

$$I_0(\alpha t) = \frac{e^{\alpha t}}{\sqrt{2\pi\alpha t}} \sum_{n=0}^{\infty} \frac{[1.3\dots(2n-1)]^2}{n! (8\alpha t)^n} \quad (3.52)$$

Rezultă :

$$\frac{1}{p \sqrt{p} \sqrt{p+2\alpha}} [\frac{\sqrt{2\alpha t}}{\alpha \sqrt{\pi}} \sum_{n=0}^{\infty} \frac{[1.3\dots(2n-1)]^2}{n! 8^n (1-2n)(\alpha t)^n}] \quad (3.53)$$

Utilizînd rezultatele de mai sus se obțin originalele căutate :

$$u_0(t) = IR [e^{-\alpha t} I_0(\alpha t) + \frac{2 \sqrt{2\alpha t}}{\sqrt{\pi}} \sum_{n=0}^{\infty} \frac{[1.3\dots(2n-1)]^2}{n! 8^n (1-2n)(\alpha t)^n}]$$

$$u_1(t) = IR^2C \left[e^{-\alpha t} I_1(\alpha t) + 2\alpha e^{-\alpha t} I_0(\alpha t) + \frac{2\sqrt{2\alpha t}}{\sqrt{\pi}} \sum_{n=0}^{\infty} \frac{[1 \cdot 3 \dots (2n-1)]^2}{n! 8^n (1-2n) (\alpha t)^n} - 2\alpha \right] \quad (3.54)$$

Cu relația (3.54) se pot, astfel, calcula tensiunile la intrarea în cuadripolul 1, respectiv cuadripolul 2. Mărimile expresiilor $e^{-\alpha t} I_0(\alpha t)$ și $e^{\alpha t} I_1(\alpha t)$ sînt date în tabele matematice pentru o gamă largă de valori αt .

Studiul analitic al încălzirii țevilor prin analogie electrică devine mai simplu dacă se consideră că țeva (placa) are mărimile electrice analoge uniform distribuite pe lungime. În cazul acesta, în modelul electric țeva devine o linie electrică cu rezistență și capacitate, fără perditanță și inductivitate. Acesta este cazul unui cablu subteran.

Pentru cablul subteran de lungime infinită, imaginile Laplace ale tensiunii, respectiv curentului într-un punct oarecare aflat la distanța x de capătul cablului sînt date de relațiile /86/ :

$$\begin{aligned} \bar{u} &= \bar{u}_0 e^{-xp \sqrt{rc'}} \\ \bar{i} &= \bar{i}_0 e^{-xp \sqrt{rc'}} \end{aligned} \quad (3.55)$$

unde \bar{u}_0 și \bar{i}_0 reprezintă imaginile tensiunii, respectiv curentului la intrarea în linie, iar r și c' sînt rezistența, respectiv capacitatea liniară a cablului. Dacă cablul este închis pe impedanța sa caracteristică Z :

$$Z = \frac{r}{\sqrt{pc'}} \quad (3.56)$$

și având în vedere egalitatea :

$$\bar{u}_0 = \bar{i}_0 Z \quad (3.57)$$

rezultă :

$$\bar{u} = \bar{i}_0 \sqrt{\frac{r}{c'}} \cdot \frac{1}{\sqrt{p}} e^{-xp \sqrt{rc'}} \quad (3.58)$$

Dar, $\bar{i}_0 = I/p$ și, deci relația (3.58) devine :

$$\bar{u} = \sqrt{\frac{r}{c'}} \frac{I}{p \sqrt{p}} e^{-xp \sqrt{rc'}} \quad (3.59)$$

Originalul funcției

$$F(p) = \frac{1}{\sqrt{p}} e^{-xp \sqrt{rc'}} \quad (3.60)$$

este funcția

$$f(t) = \frac{1}{\sqrt{\pi t}} e^{-\frac{rc'x^2}{4t}} \quad (3.61)$$

În felul acesta, originalul tensiunii pe cablu va fi :

$$u = I \sqrt{\frac{r}{c'}} \int_0^t \frac{1}{\sqrt{\pi t}} e^{-\frac{rc'x^2}{4t}} dt \quad (3.62)$$

Expresia (3.62) se simplifică prin introducerea variabilei criteriale τ_1 :

$$\tau_1 = \frac{4t}{rc'x^2} \quad (3.63)$$

Se obține expresia :

$$u = \frac{I r x}{2 \sqrt{\pi}} \int_0^{\tau_1} \frac{1}{\sqrt{\tau_1}} e^{-\frac{1}{\tau_1}} d\tau_1 \quad (3.64)$$

Integrala din relația de mai sus este tocmai integrala θ (relația 3.19). Înlocuind valoarea ei se obține :

$$u = \frac{I r x}{\sqrt{\pi}} \left\{ \sqrt{\tau_1} e^{-\frac{1}{\tau_1}} - \sqrt{\pi} \left[1 - \Phi\left(\frac{1}{\sqrt{\tau_1}}\right) \right] \right\} \quad (3.65)$$

Expresia (3.65) este analogă expresiei (3.17) stabilite prin calcul analitic direct. Legătura dintre mărimile termice și cele electrice se exprimă prin relațiile :

$$I = \frac{l \cdot l}{\pi D \delta} f_I, \quad r = \frac{1}{\alpha} f_r, \quad c' = \rho c f_c \quad (3.66)$$

3.1.4.2. Studiul experimental al câmpului termic

Metoda experimentală de modelare electrică se exemplifică pentru cazul sudării cu arc rotitor a unor țevi din oțel OLT35 cu diametrul $D = 34$ mm și grosime a peretelui de 3 mm, având o lungime de 200 mm.

Regimul de încălzire cu arc rotitor este caracterizat de următorii parametri :

- curent de sudare $I_s = 100 \pm 10$ A ,
- tensiunea arcului $U_a = 25 \pm 2$ V ,
- randamentul efectiv al procesului de încălzire (v.3.3):

$$\eta = 0,75$$

- frecvența maximă de rotație a arcului : cca 480 rot/s.

Cu aceste valori fluxul termic efectiv al arcului electric este :

$$q = U_a \cdot I_a \cdot \eta = 1875 \text{ W}$$

In modelul de analogie electrică elementul de volum se exprimă printr-un lanț de cuadripoli în T, conform figurii 3.7. Din țeavă se extrage un element de volum $\Delta V = 3.3.200 \text{ mm}$ și se studiază încălzirea acestui volum sub acțiunea unui flux termic $q_{\Delta V}$:

$$q_{\Delta V} = q \cdot \frac{3.3}{\pi 34.3} = 53 \text{ W}$$

Intrucît la sudare interesează variația temperaturii doar în apropierea zonei de acțiune a arcului electric, lungimea țevii (200 mm) se împarte în 5 elemente cu lungimea 2 mm și un element cu lungimea 190 mm.

In figura 3.8 se prezintă schema echivalentă a sistemului termic, corespunzător încălzirii unei țevi, iar în tabelul 3.10 valorile mărimilor termice și electrice.

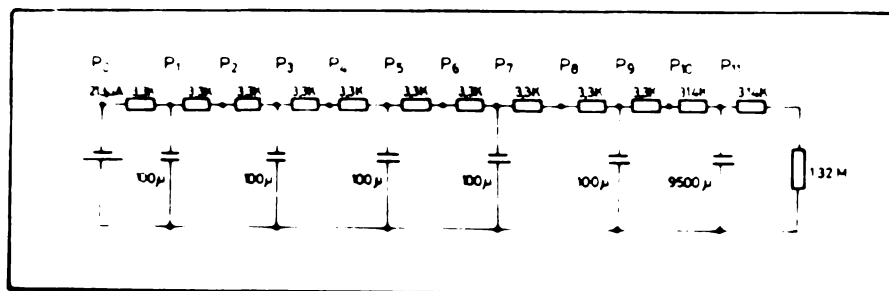


Figura 3.8.

Tabelul 3.10.

Mărimea	Valoare termică	F_c	Valoare electrică
Rezistență (element cu lungime 2 mm)	2660 $\frac{\text{s grad}}{\text{kJ}}$	$f_R = 1,243$	3,3 k Ω
Capacitate (l = 2 mm)	$94,20 \cdot 10^{-6} \frac{\text{kJ}}{\text{grad}}$	$f_c = 1,060$	100 μF
Rezistență (l = 190 mm)	$251,9 \cdot 10^3 \frac{\text{s.grad}}{\text{kJ}}$	$f_R = 1,243$	314 k Ω
Capacitate (l = 190 mm)	$8960 \cdot 10^{-6} \frac{\text{kJ}}{\text{grad}}$	$f_c = 1,060$	9500 μF
Rezistență convecție	$1,06 \cdot 10^6 \frac{\text{s.grad}}{\text{kJ}}$	$f_R = 1,243$	1,32 M Ω
Timp	1 s	$f_t = 1,317$	1,317 s
Curent $i = 2I$	$53 \cdot 10^{-3} \text{ kW}$	$f_I = 8,04 \cdot 10^{-3}$	426 μA
Diferență potențial	100 grade	$f_u = 0,01$	1 V

Măsurînd potențialele în punctele $P_0 - P_{10}$ ale schemei echivalente se obțin, prin analogie, temperaturile țevii la distanțe de 0 - 10 mm de capătul țevii, cu un pas 1 mm. În figura 3.9 se prezintă variația potențialelor, respectiv a temperaturilor în punctele P_0, P_2, P_4, P_6 și P_8 , adică în puncte situate la distanțe de respectiv 0, 2, 4, 6 și 8 mm de arcul electric. Curbele respective au fost înregistrate cu ajutorul unui instrument X-Y orion.

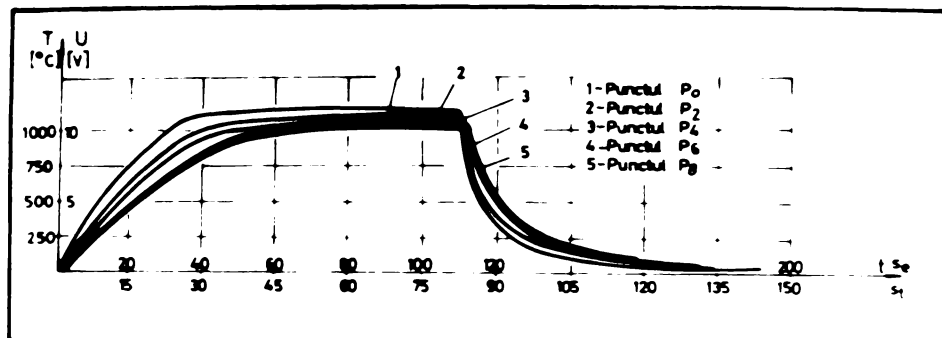


Figura 3.9.

Influența regimului de sudare asupra câmpului termic se poate studia direct, prin varierea corespunzătoare a curentului de alimentare a schemei echivalente. In figura 3.10 se prezintă curbele de temperatură în punctul P₄ pentru diferite regimuri de sudare.

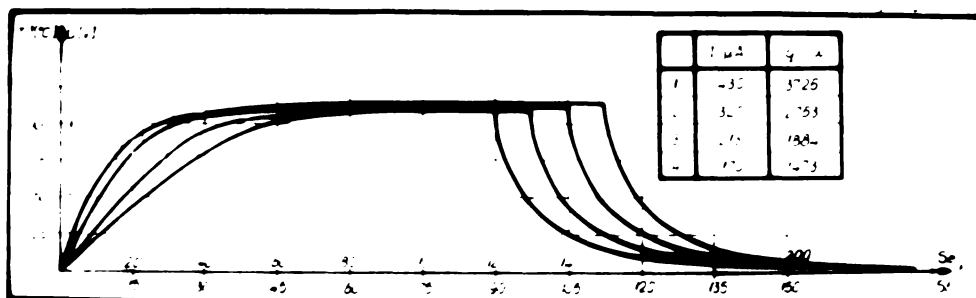


Figura 3.10.

Cu aceeași schemă echivalentă se poate studia și câmpul termic la răcire, prin întreruperea circuitului de alimentare și măsurarea tensiunilor în punctele corespunzătoare. In figura 3.11 se prezintă câmpurile termice la răcire în punctul P₄ pentru diferiți timpi de încălzire. De pe curbe se

poate aprecia ușor viteza de răcire într-un anumit moment.

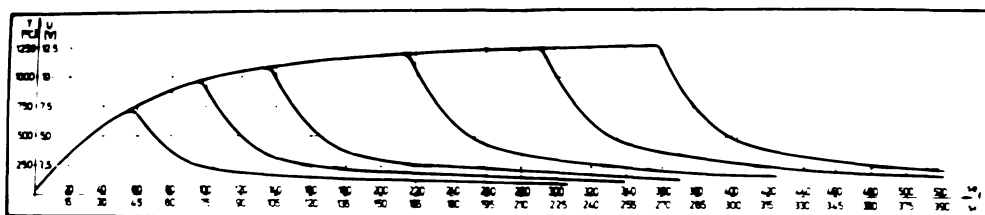


Figura 3.11.

Pentru verificarea rezultatelor obținute prin modelare electrică s-au făcut măsurători de temperatură cu ajutorul unui termocuplu Pt-PtRh. In figura 3.12 sînt prezentate valorile temperaturii în punctul P_4 , determinate pe cale analitică (relația 3.65), prin modelare electrică experimentală și prin măsurare directă. Se observă o potrivire corespunzătoare a rezultatelor.

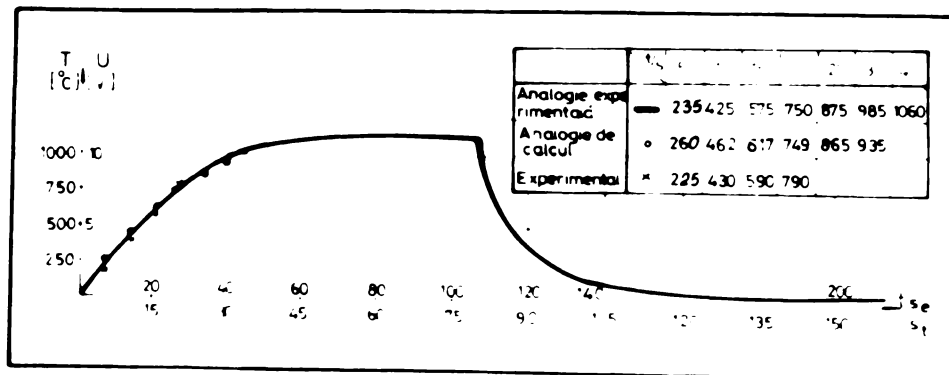


Figura 3.12.

3.1.4.3. Câmpul termic la sudarea cu arc rotitor, în cazul considerării schimbului de căldură prin convecție

Modelarea electrică permite determinarea câmpului termic și în condițiile considerării schimbului de căldură cu exteriorul prin suprafețele xy (v. figura 3.1). În acest caz, pe lângă transmiterea de căldură în direcția y va mai avea loc și o transmitere de căldură în direcția z. Corespunzător acestui fapt în schema de modelare se vor introduce rezistențe termice și în direcția z, R_z . Modelul electric de analogie se va construi din nou, pentru țevi din oțel OLT35 (D 34x3 mm), avînd o lungime de 200 mm. Din țevi se extrage un element de volum $V = 3x3x200\text{mm}$ și se studiază, în continuare încălzirea acestuia. Elementul de volum se împarte, pe grosime, în 3 fișii paralelipipedice egale și paralele, avînd o grosime de 1 mm (deci, dimensiunile $3x1x200\text{ mm}$). În schema de modelare fiecare fișie paralelipipedică se consideră formată din cîte 5 elemente de lungime 2 mm și un element de lungime 190 mm. În tabelul 3.11 se prezintă valorile mărimilor termice și electrice pentru cazul experimental, iar în figura 3.13 schema electrică echivalentă.

Tabelul 3.11.

Mărimă	Valoare termică	Factor de conversiune	Valoare electrică
1	2	3	4
Rezistență termică, $R_y(1-2\text{mm})$	33,3 grad/ kW	0,127	4,2 k Ω
Rezistență termică, $R_z(1-2\text{mm})$	8,33 grad/ kW	0,127	1,03 k Ω
Capacitate termică, (1-2mm)	$7,5 \cdot 10^{-6}$ kJ/grad	13,3	100 μ F
Rezistență convecție, R_{zc} (l = 2 mm)	666 grad/ kW	0,127	84 k Ω
Rezistență termică, R_y (l = 190 mm)	$3160 \cdot 10^3$ grad/kW	0,127	400 k Ω

1	2	3	4
Rezistență termică R_z (l=190 mm)	$0,0878 \cdot 10^3$ grad/kW	0,127	11,1 Ω
Capacitate termică (l=190 mm)	$712 \cdot 10^{-6}$ kJ/grad	13,3	9500 μ F
Rezistență convecție, R_{zc} (l = 190 mm)	$7,04 \cdot 10^3$ grad/kW	0,127	880 Ω
Rezistență convecție R_{yc}	$1,33 \cdot 10^6$ grad/kW	0,127	168 K Ω
Curent	$633 \cdot 10^{-3}$ kW	0,001	633 μ A
Timp	1 s	1,68	1,68 s
Tensiunea	100 grad	0,0127	1,27 V

Curentul electric din model corespunde unui regim de sudare caracterizat printr-o putere termică efectivă de 1875 W.

Cu ajutorul unui aparat înregistrator X - Y s-au desenat curbele de încălzire - răcire, caracteristice punctelor 1, 1" și 1"', respectiv 2, 2', 2" și 3, 3', 3" (v. figura 3.13) adică pentru grupe de puncte situate la distanțe de 0, 2 respectiv 4 mm de capătul țevii. Curbele determinate sînt prezentate în figura 3.14.

După cum reiese din figura 3.14 diferențele între temperaturile pe mijlocul secțiunii țevii, respectiv pe suprafețele interioară și exterioară, pentru cazurile cercetate sînt sub 20°C. Neglijînd schimbul de căldură cu exteriorul prin suprafețele xy se face, deci, o eroare mai mică decît 3,3% ($20^\circ/600^\circ$) în punctul 3. Prin considerente teoretice se poate estima o viteză medie de variație a temperaturii ca urmare a schimbului de căldură superficial, cu relația :

$$v_m = bT = \frac{2 \alpha T}{c \gamma \delta} \quad (3.67)$$

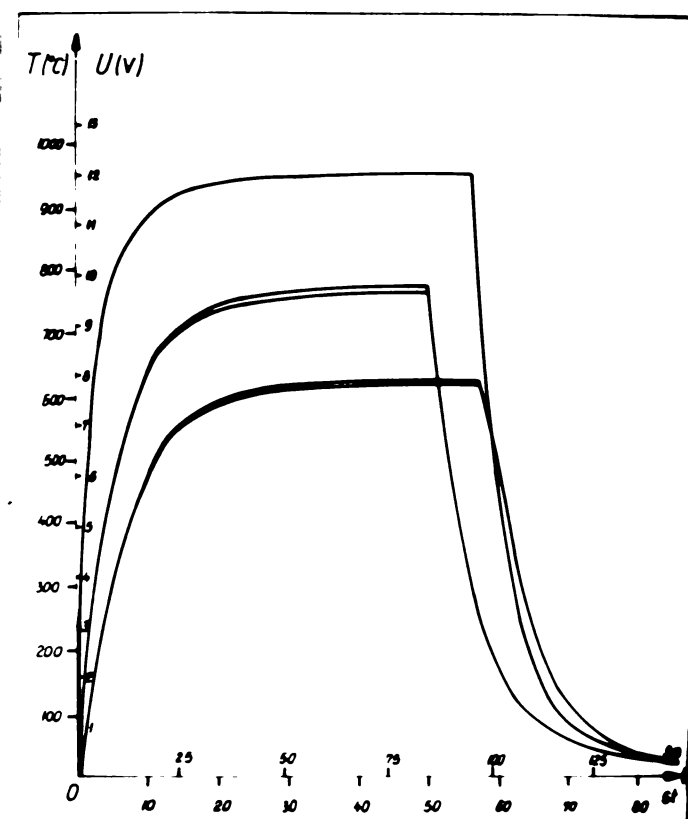


Figura 3.14.

Înlocuind valorile corespunzătoare cazului experimental și considerînd o temperatură medie a pieselor de 200°C , rezultă o viteză de variație aproximativă a temperaturii datorită schimbului de căldură superficial de cca. 3°C/s .

La o durată de încălzire de 10 s corespunde o scădere a temperaturii cu 30°C , ceea ce corespunde, ca ordin de mărime, cu determinările făcute prin modelare electrică.

Din cele de mai sus rezultă concluzia că neglijaarea schimbului de căldură superficial la sudarea cu arc rotitor nu introduce erori semnificative. Această concluzie a fost verificată direct prin efectuarea unui număr ridicat de experimentări de încălzire cu arc rotitor și analizarea structurii pieselor

ce au fost încălzite. Prin analiză metalografică se poate pune în evidență delimitarea zonei influențate termic de materialul de bază. Linia de separație reprezintă o izotermă, caracteristică pentru materialul utilizat. Măsurînd distanța dintre suprafața frontală a piesei și izoterma respectivă la diferite nivele (pe grosimea piesei) se poate aprecia influența schimbului de căldură superficial asupra cîmpului termic prin raportul dintre coordonata y a izotermei în dreptul suprafeței exterioare a piesei și coordonata corespunzătoare semigrosimii ei. Cu cît acest raport este mai apropiat de valoarea 1, cu atît neomogenitatea cîmpului termic datorată schimbului de căldură superficial este mai mică. Determinările făcute pe un număr de 20 probe au arătat că estimatorul respectiv are valoarea $0,969 \pm 0,043$ la o încredere $\gamma = 95\%$, putîndu-se aprecia, deci, că efectul schimbului de căldură superficial este neglijabil la sudarea cu arc rotitor.

În figura 3.15 se prezintă macrostructura unei probe încălzite cu arc rotitor pe care se observă linia de delimitare a zonei influențate termic. Linia de separație este practic paralelă cu muchia încălzită, ceea ce atestă concluzia că nu se produce o variație a cîmpului termic pe grosimea țevii.

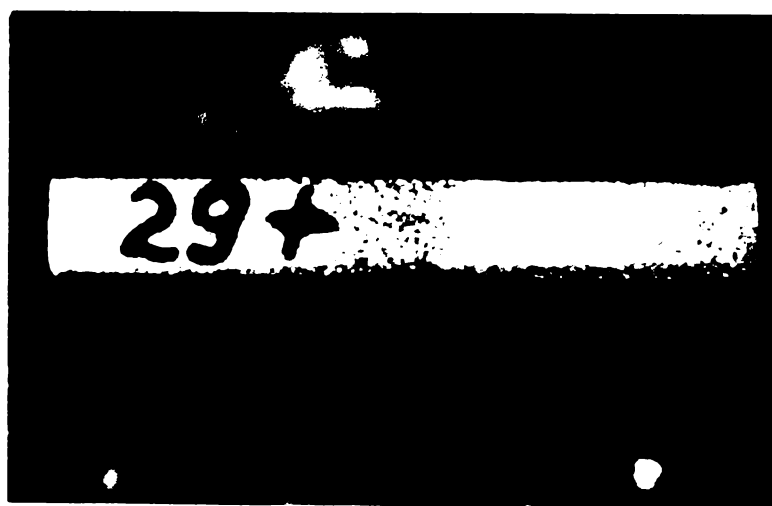


Figura 3.15.

3.1.4.4. Influența lungimii pieselor asupra câmpului termic la sudare

În calculul analitic al câmpului termic la sudare s-a luat în considerare ipoteza unei lungimi infinite a pieselor ce se sudează. Pentru cazurile practice este de interes aprecierea influenței lungimii finite a pieselor asupra câmpului termic de sudare, precum și estimarea unei lungimi critice a pieselor la depășirea căreia să se poată considera câmpul termic independent de lungime. Aceste aprecieri pot fi realizate experimental prin modelare electrică. În acest sens s-au efectuat determinări cu schema electrică prezentată în figura 3.16, luând în considerare un număr variabil de cuadripoli. Fiecare cuadripol modelează un element de țevă de lungime 4 mm. Se consideră că lungimea țevii nu mai manifestă o influență semnificativă asupra încălzirii acesteia, atunci când diferențele de temperatură într-un anumit punct al țevii, măsurate pentru două valori consecutive ale numărului de cuadripoli din model sînt sub 1%. Lungimea care corespunde numărului respectiv de cuadripoli reprezintă lungimea critică a țevii.

La sudarea pieselor cu lungime superioară lungimii critice se va putea utiliza, deci, ipoteza lungimii infinite a piesei. Pentru celelalte cazuri, însă, studiul analitic, bazat

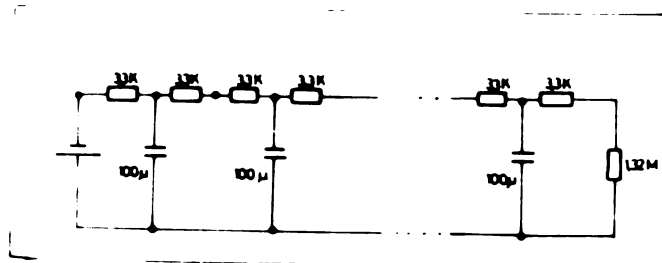


Figura 3.16.

pe această ipoteză, introduce erori apreciabile. În acele cazuri, studiul câmpului termic poate fi făcut experimental pe un model electric construit pentru lungimea reală a piesei.

În figura 3.17 se prezintă variația temperaturilor la sudarea cu arc rotitor (putere termică efectivă a arcului 1375 W) a țevilor din oțel A35 (D 34 x 3 mm), într-un punct situat la 4 mm de muchia încălzită a pieselor, pentru diferite lungimi de țevă.

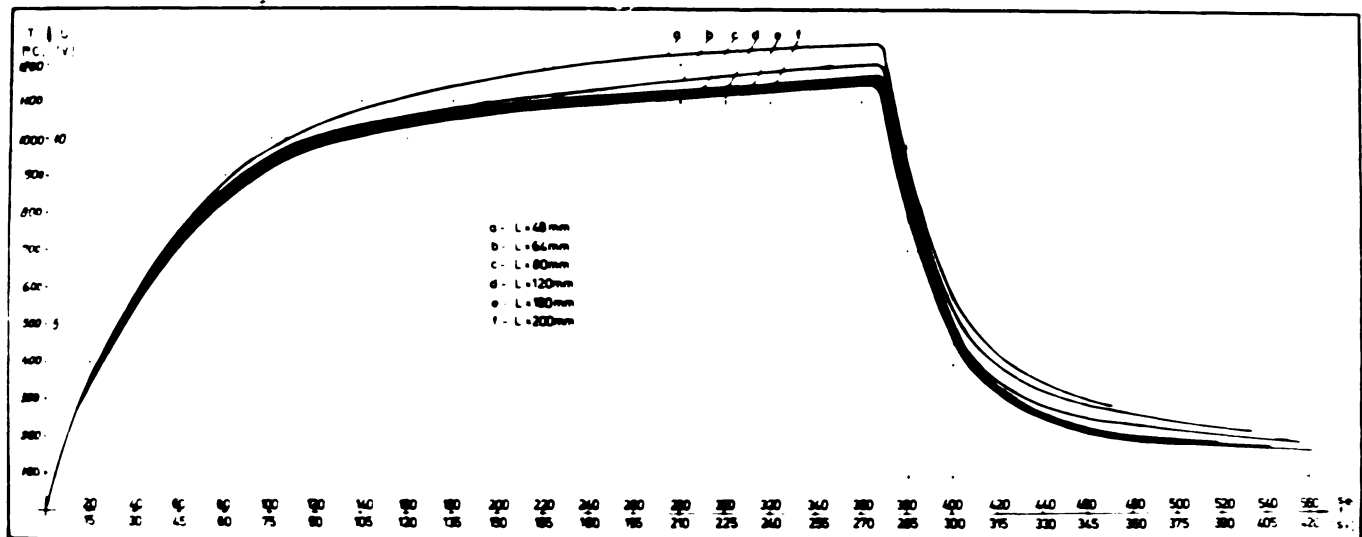


Figura 3.17.

După cum rezultă din figura 3.17 la lungimi de țevi mai mari decât 200 mm nu se mai sesizează cu instrumentul utilizat (înregistrator X-Y, clasă de precizie 1) diferențe între temperaturile țevii într-un punct aflat la 4 mm de marginea acesteia. Deci, pentru condițiile definite, se poate aprecia ca lungime critică $L = 200$ mm.

Intrucât în mod usual piesele ce se sudează au lungimi peste 200 mm, rezultă că aprecierea în calcule a unei

lungimi infinite introduce erori neglijabile. Situația se schimbă, însă, la sudarea îmbinărilor de tip țeavă - flanșă sau țeavă - placă.

3.2. Influența procesului de încălzire asupra rotației arcului

În cazul sudării materialelor feromagnetice câmpul magnetic dintre piesele ce se sudează se modifică odată cu încălzirea acestora. La trecerea din stare feromagnetică în stare paramagnetică, corespunzătoare temperaturii punctului Curie, are loc o modificare substanțială, bruscă, a permeabilității magnetice a materialului.

Pe măsura încălzirii pieselor se poate considera că se produce o creștere a întrefierului magnetic, adică a distanței dintre cele mai apropiate zone ale pieselor aflate în stare feromagnetică. Întrefierul magnetic este dat de relația :

$$d_n = d + 2 y_c(t) \quad (3.68)$$

unde d reprezintă distanța dintre țevi, iar $y_c(t)$ abscisa izotermei corespunzătoare punctului Curie.

Pentru a aprecia schimbarea câmpului magnetic în întrefier este necesară aprecierea întrefierului magnetic. Valoarea $y_c(t)$ se poate determina din ecuația câmpului termic, relația (3.17), înlocuind temperatura cu valoarea corespunzătoare punctului Curie (la oțel $T = 770^\circ\text{C}$).

În figura 3.18 se prezintă valorile lui y_c pentru diferiți timpi de încălzire, calculate cu ajutorul relației (3.17), considerînd un arc electric în condițiile unei energii minime (v. par. 3.4) . În felul acesta, valorile calculate pentru y_c sînt valori minime.

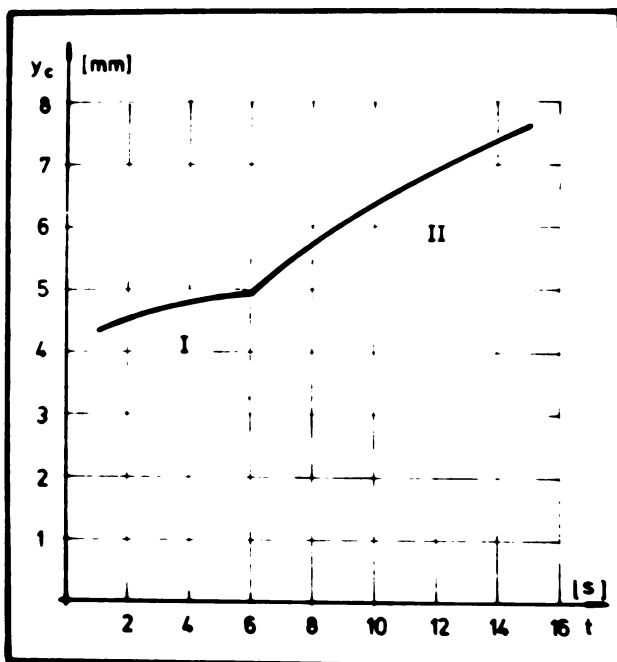


Figura 3.18.

Modificarea alurii curbei din figură la $t = 6$ s se explică prin schimbarea factorului care controlează energia necesară pentru sudare. La $t < 6$ s energia este determinată de necesarul de energie pentru încălzirea zonelor îndepărtate de arc ale ZIT la o temperatură suficientă, pe cîtă vreme la $t > 6$ s de necesarul de energie pentru încălzirea zonelor adiacente acțiunii arcului electric. Luînd în considerare o distanță inițială $d = 1,5$ mm și un timp de încălzire de 10 s, la sfîrșitul perioadei de încălzire întrefierul magnetic va avea valoarea :

$$d_m = 1,5 + 2.6.4 = 14,3 \text{ mm.}$$

Acestei creșteri a întrefierului magnetic îi va corespunde o micșorare a cîmpului magnetic din întrefier, micșorare care este prezentată în figura 2.10. Așa, de exemplu, la $D = 40$ mm și o magnetizare de 3000 Asp ($I_m = 10$ A) rezultă

o scădere a cîmpului magnetic pe muchia exterioară a țevii de la 600 Gs la 460 Gs. În același timp cîmpul magnetic pe interiorul țevii crește de la 180 Gs la 310 Gs.

În felul acesta, se poate aprecia că încălzirea țevilor la sudare are un efect favorabil asupra cîmpului magnetic din întrefier, reducînd neomogenitatea acestuia pe grosimea țevii.

În figura 3.19 se prezintă variația abscisei punctului Curie pentru diferite regimuri de sudare, caracterizate prin diferite puteri specifice. Din figură se observă că variația în timp a abscisei punctului Curie este practic liniară, putîndu-se defini o viteză de deplasare a acesteia. Pentru cele 3 regimuri luate în considerare rezultă vitezele medii de deplasare a abscisei Curie de 1,75 mm/s ($q = 46,70 \text{ W/mm}^2$), 1,0 mm/s ($q = 16,74 \text{ W/mm}^2$) și 0,62 mm/s ($q = 10,42 \text{ W/mm}^2$).

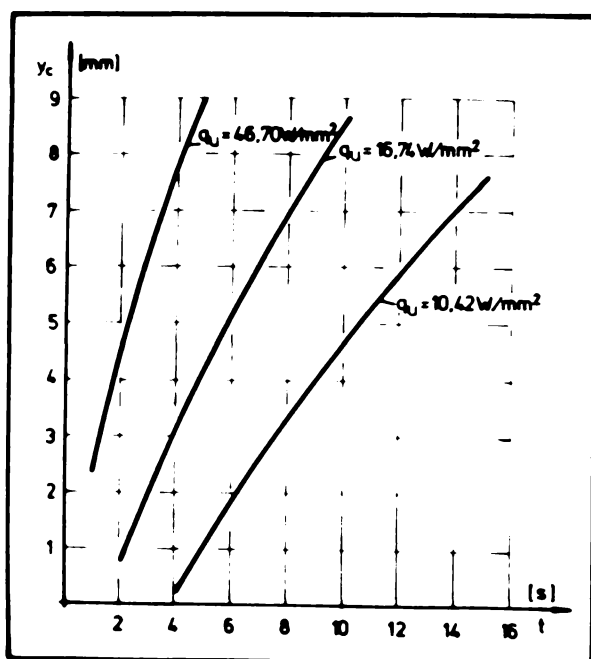


Figura 3.19.

3.3. Eficiența energetică a sudării cu arc rotitor

Procesul de sudare cu arc rotitor are, așa cum s-a arătat, 2 faze :

- a) încălzirea pieselor prin arcul rotitor, și
- b) deformarea plastică a pieselor prin refularea lor și realizarea îmbinării sudate.

În faza a) este necesară încălzirea pieselor pînă la o temperatură suficient de ridicată pentru a permite o deformare plastică suficientă prin refulare.

Se poate aprecia că în perioada de încălzire trebuie realizată la distanța $y = y_0$ de extremitatea țevii o încălzire pînă la temperatura T_{y_0} . Volumul piesei cuprins între $y = 0$ și $y = y_0$, deci aflat la o temperatură superioară lui T_{y_0} , va fi numit în continuare, zona activă.

Pentru realizarea încălzirii cerute în zona activă în timpul t este necesară o anumită putere q_u care este asigurată de arcul electric.

Eficiența procesului de încălzire cu arc rotitor poate fi caracterizată prin randamentul global, η_g care reprezintă raportul dintre puterea utilă q_u și puterea totală a arcului electric :

$$\eta_g = \frac{q_u}{U_a \cdot I_s} \quad (3.69)$$

unde U_a și I_s reprezintă tensiunea arcului, respectiv curentul de sudare.

Procesele termice la încălzirea materialului pot fi împărțite în două faze distincte și anume :

- transmiterea energiei de la arcul electric la piese și

- încălzirea unui anumit volum al pieselor sub acțiunea unei surse termice concentrate de puterea q .

Doar cantitatea q din puterea totală a arcului electric se folosește pentru încălzirea pieselor. Restul energiei îl reprezintă pierderile prin radiații și convecție în mediul înconjurător. Se poate defini, în felul acesta, un randament efectiv al încălzirii prin arc electric care reprezintă raportul dintre energia preluată de piese și energia totală a arcului electric :

$$\eta = \frac{q \cdot t}{U_a \cdot I_s \cdot t} = \frac{q}{U_a \cdot I_s} \quad (3.70)$$

Puterea efectivă a sursei termice q este folosită atât pentru încălzirea zonei active a pieselor la temperatura necesară (T_{y_0}) cât și pentru acoperirea pierderilor prin conducție.

Astfel, randamentul termic al procesului de încălzire va fi dat de raportul dintre puterea utilă necesară q_u și puterea efectivă a arcului electric q :

$$\eta_t = \frac{q_u}{q} \quad (3.71)$$

Randamentul η_t este o măsură a eficienței cu care puterea unei surse termice concentrate se folosește la încălzirea locală a piesei (în zona activă). El este determinat, în primul rând, de transmiterea căldurii prin conducție în material.

Randamentul global al procesului de încălzire este, prin urmare, definit ca produsul dintre randamentul efectiv și randamentul termic, adică produsul randamentelor care caracteri-

zează eficiența proceselor termice din cele două faze definite :

$$\eta_g = \eta \cdot \eta_t \quad (3.72)$$

Randamentul efectiv al încălzirii se determină experimental, în timp ce randamentul termic poate fi calculat prin considerente teoretice.

3.3.1. Randamentul efectiv al procesului de încălzire cu arc rotitor

În vederea determinării experimentale a randamentului efectiv al procesului de încălzire cu arc rotitor s-a utilizat metoda calorimetrică, folosind în acest scop 2 calorimetre identice din oțel inoxidabil austenitic cu grosimea peretului 1 mm. Experimentările s-au făcut cu țevi din oțel OLT.35 de 200 mm lungime, având diametrul $D = 34$ mm și grosimea peretului 3 mm. După un anumit timp de încălzire a țevilor cu arc rotitor, țevile au fost introduse rapid în cele 2 calorimetre. Cantitatea de apă din cele 2 calorimetre a fost astfel aleasă încât la introducerea țevilor să se producă o creștere a temperaturii apei cu cca $4-6^{\circ}\text{C}$, reducând prin aceasta pierderile prin convecție în mediul ambiant. Temperatura s-a măsurat cu 2 termometre identice, având o precizie de $0,1^{\circ}\text{C}$. La fiecare experiment s-au înregistrat curentul de sudare și tensiunea arcului cu un instrument cu spot luminos tip Visicorder.

Din oscilogrammele celor 2 mărimi s-au apreciat valori medii pentru acestea, respectiv o putere medie.

În cadrul planului de investigație s-a urmărit dependența randamentului efectiv η de regimul de sudare (curent de sudare și timp de sudare) respectiv modul de repartiție al energiei pe cele două țevi, adică la anod și catod. Pentru toate regimurile de sudare, curentul de magnetizare și întrefierul (distanța dintre țevi) au avut valorile de $5,0 \pm 0,5$ A și, respectiv $1,5 \pm 0,5$ mm.

In tabelul 3.12 se prezintă valorile determinate ale randamentului η , respectiv ale raportului $\eta_a/2$ dintre energia preluată de anod și energia totală preluată de piese pentru cazurile investigate. In același tabel sînt prezentate, de asemenea, valorile medii și intervalele de confidență ale mediilor celor 2 mărimi, calculate cu o încredere $\gamma = 95\%$, după ce, în prealabil, s-a aplicat datelor experimentale criteriul Chauvenet /64/.

Tabelul 3.12

I	t	η	$\bar{\eta}$	$(\frac{\eta_a}{\eta})$	$(\frac{\bar{\eta}_a}{\bar{\eta}})$	I	t	η	$\bar{\eta}$	$(\frac{\eta_a}{\eta})$	$(\frac{\bar{\eta}_a}{\bar{\eta}})$
A	s	%	%	$\frac{\eta_a}{\eta}$	$\frac{\bar{\eta}_a}{\bar{\eta}}$	A	s	%	%	$\frac{\eta_a}{\eta}$	$\frac{\bar{\eta}_a}{\bar{\eta}}$
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12
115	5	92,1		50,23		190	5	92,4		49,35	
		92,8	94,2 [±]	48,97	49,20 [±]			92,2	93,9 [±]	49,89	49,09 [±]
		95,7	2,24	46,83 ^x	1,199			93,8	2,27	49,36	1,054
		94,8		48,70				96,2		50,10	
		95,4		48,91				98,0 ^x		48,16	
		<u>95,4</u>		<u>48,91</u>				<u>95,1</u>		<u>47,71</u>	
	10	87,5		47,91				95,1		47,71	
		85,0	87,3 [±]	47,40	49,01 [±]		10	80,5 ^x		49,55	
		89,0	1,37	50,31	0,823			74,8	74,5 [±]	49,34	49,76 [±]
		93,6 ^x		-				76,9	3,07	50,02	0,554
		88,4		48,91				73,1		49,52	
		89,2		48,79				73,2		50,36	
		85,2		48,90		380	3	77,5		50,03	
		87,3		49,80				81,9	80,3 [±]	49,45	50,43 [±]
		86,8		50,08				75,8	5,34	51,24	2,20
		<u>86,8</u>		<u>50,08</u>				80,3		52,87	
	15	79,0		49,06				86,2		48,57	
		78,2	79,9 [±]	49,88	49,58 [±]			<u>86,2</u>		<u>48,57</u>	
		79,7	3,66	50,18	0,876		5	65,3		51,01	
		81,7		48,69				69,1	68,0 [±]	52,57 ^x	49,59 [±]
		81,0		50,08				68,5	2,36	49,05	0,407
		<u>81,0</u>		<u>50,08</u>				68,9		48,47	
	20	73,1		48,93				69,2		50,14	
		80,0	75,3 [±]	49,27	49,31 [±]			71,0		50,02	
		73,6	3,66	49,63	0,500			64,0		48,91	
		74,4		49,30				<u>64,0</u>		<u>48,91</u>	
		75,6		49,41							

* Valori eliminate prin criteriul Chauvenet.

Din datele tabelului 3.12 se observă că randamentul scade cu creșterea timpului de sudare, ceea ce se explică prin scăderea energiei preluate prin radiație de către piese pe măsura încălzirii lor, respectiv prin perturbările de stabilitate ale procesului de rotire al arcului, ce au loc la timpi de sudare mari. In figura 3.20 se prezintă variația randamentului funcție de timpul de încălzire, considerînd ca parametru curentul de sudare.

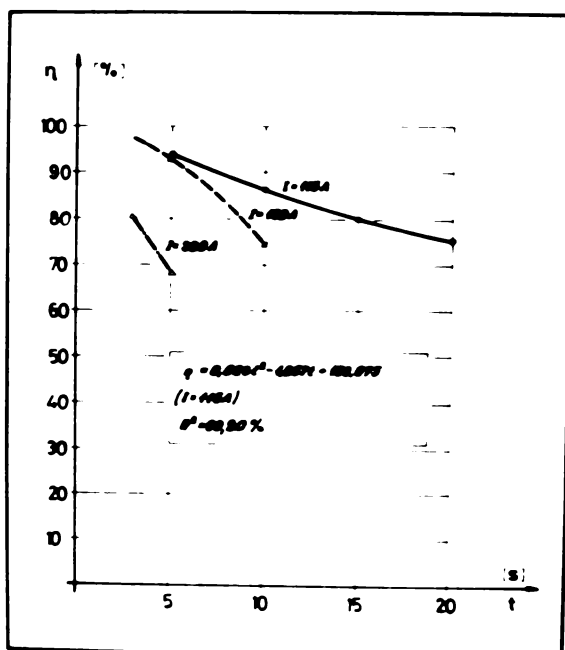


Figura 3.20.

Pentru curentul de sudare $I_g = 115 \text{ A}$ (la $U_g = 26 \text{ V}$) s-a putut determina expresia cantitativă a dependenței $\eta = f(t)$ printr-o regresie de gradul II, folosind metoda polinoamelor ortogonale :

$$\eta = 0,023 t^2 - 1,857t + 103,075 \quad (3.73)$$

Regresia de mai sus are un coeficient de corelație $R^2 = 99,20\%$, ceea ce arată că ea exprimă "excelent" dependența dintre cele două mărimi.

Pentru celelalte valori ale curentului de sudare nu s-au putut determina valorile lui η pentru timpi de încălzire mai mari decât 10 s (la $I_s = 190$ A), respectiv 5 s (la $I_s = 380$ A) datorită perturbațiilor de stabilitate ale arcului, cauzate de împrăcări masive de material. Ca urmare a încălzirii puternice, procesul de rotație se întrerupe fie prin scurtcircuit, fie prin stingerea arcului prin lungirea sa peste lungimea de stingere caracteristică.

În figura 3.21 se prezintă dependența randamentului de curentul de sudare I_s , avînd ca parametru timpul de încălzire. S-a calculat, de asemenea, regresia $\eta = f(I_s)$ pentru $t = 5$ s :

$$\eta = - 0,0003 \cdot I^2 + 0,0435 I + 94,325 \quad (R^2 = 93,39\%) \quad (3.74)$$

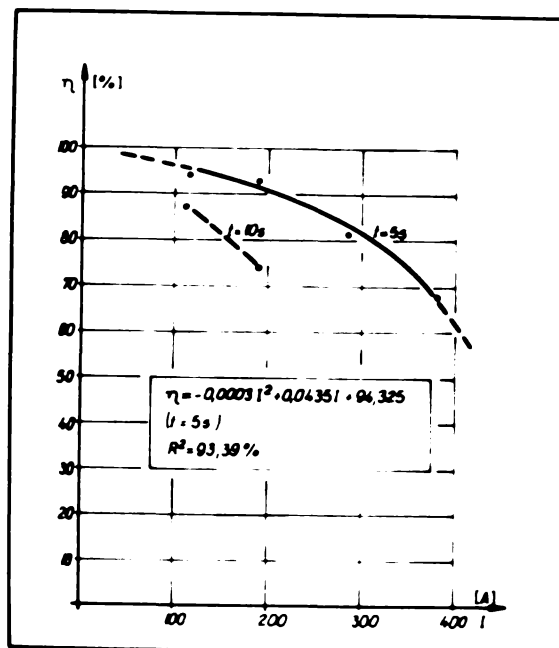


Figura 3.21.

Coeficientul de corelație ridicat indică, și în acest caz, o potrivire "foarte bună" a regresiei cu datele experimentale avute.

După cum se vede din figura 3.21, randamentul scade cu creșterea curentului de sudare, ceea ce se explică prin creșterea pierderilor prin convecție și radiație în mediul înconjurător, precum și prin împrăștierea de material caracteristice regimurilor de încălzire cu curenți mari.

O problemă importantă pentru studiul câmpului termic la sudare o constituie repartiția energiei pe cei doi electrozi (catod și anod), respectiv variația în timp a acestei repartiții. Pentru a aprecia dacă energia relativă preluată de anod, exprimabilă prin raportul η_a / η , se modifică funcție de regimul de sudare aplicat, s-a verificat statistic semnificația tratamentelor cu ajutorul testului F, corespunzător unui plan statistic fără blocuri /64/. Prin tratament s-a înțeles în cazul de față un anumit regim de sudare, precizat printr-o pereche de valori timp de sudare - curent de sudare. Cu un risc $\alpha = 5\%$ (α fiind riscul de a refuza o ipoteză adevărată) a rezultat că între cele 8 tratamente testate nu există diferențe semnificative. Deci, regimul de sudare nu influențează căldura relativă preluată de electrozi. În felul acesta, pentru aprecierea energiei relative preluate de anod se pot lua în considerare toate datele experimentale existente ($n = 46$). Pentru acestea, rezultă o valoare medie :

$$\left(\frac{\eta_a}{\eta} \right) = 49,47 \pm 0,280$$

Din cele 46 date experimentale existente, la calculul mediei, s-au utilizat 44 de date, două dintre ele (52, 57 și 52, 87) fiind eliminate de criteriul Chauvenet.

Așadar, anodul preia cca 49,5% din energia introdusă de arcul electric în piese, iar catodul cca 50,5%. Considerarea ipotezei repartiției egale a energiei pe cele 2 țevi, ipoteză utilizată în studiul câmpului termic la sudare, introduce o eroare sub 1%, deci neglijabilă.

Este de menționat faptul că la sudarea cu arcul electric, repartiția energiei este diferită pe cei 2 electrozi, anodul preluând cea 70% din energie.

Egalizarea energiei preluate de electrozi la sudarea cu arc rotitor se explică prin spațiul mic în care se desfășoară procesul de sudare, și ca atare, prin preluarea de către piese a unei părți din energia de radiație și convecție către mediul ambiant.

Aceasta este, de altfel, o explicație și pentru valorile ridicate ale randamentului încălzirii cu arc rotitor. Se menționează că la sudarea cu arc electric cu electrozi fuzibili (deci, arc deschis) randamentul încălzirii se situează în domeniul 70 - 85%.

3.3.2. Randamentul termic al procesului de încălzire cu arc rotitor

Așa cum s-a arătat, pentru refularea materialului este necesar ca la timpul t să se realizeze o încălzire a pieselor în zona activă caracterizată prin temperaturi T_y la distanța y_0 . Energia utilă este reprezentată prin căldura conținută în zona activă, în momentul îndeplinirii condițiilor impuse. Căldura înmagazinată în volumul cilindric limitat de y și $(y + dy)$, este exprimată de relația :

$$dQ_u = c \gamma \pi D \delta (T_y - T_0) dy \quad (3.75)$$

unde T_y reprezintă temperatura în punctul y . La sudarea cu arc rotitor temperatura este dată de relația (3.17).

Înlocuind expresia lui T_y în expresia (3.75), se obține, prin integrare, cantitatea de căldură utilă :

$$Q_u = \frac{2c\delta}{2\sqrt{\pi}\alpha} \int_0^{\delta_0} \gamma \left[\frac{\sqrt{4at}}{\gamma} e^{-\frac{\gamma^2}{4at}} - \sqrt{\pi} + \sqrt{\pi} \Phi\left(\frac{\gamma}{\sqrt{4at}}\right) \right] dy \quad (3.76)$$

Integrala din relația (3.76) se poate rezolva prin descompunerea în integrale simple. Avem :

$$I_1 = \int_0^{y_0} e^{-\frac{y^2}{4at}} dy = \sqrt{4at} \int_0^{\sigma_0} e^{-\sigma^2} d\sigma = \sqrt{4at} \Phi\left(\frac{y_0}{\sqrt{4at}}\right) \quad (3.77)$$

$$\text{unde } \sigma = \frac{y}{\sqrt{4at}} = \frac{l}{\sqrt{c}} ; \quad \sigma_0 = \frac{y_0}{\sqrt{4at}} \quad (3.78)$$

$$I_2 = \sqrt{\pi} \int_0^{y_0} y \Phi\left(\frac{y}{\sqrt{4at}}\right) dy = 4\sqrt{\pi at} \int_0^{\sigma_0} \sigma \Phi(\sigma) d\sigma \quad (3.79)$$

Integrala (3.79), de altfel foarte complicată, poate fi soluționată descompunând funcția erorilor în serie , /86/ :

$$\Phi(\sigma) = \frac{2}{\sqrt{\pi}} \sum_{k=0}^{\infty} (-1)^k \frac{\sigma^{2k+1}}{k!(2k+1)} \quad (3.80)$$

Rezultă :

$$I_2 = 8at \sum_{k=0}^{\infty} (-1)^k \frac{\sigma_0^{2k+3}}{k!(2k+1)(2k+3)} = \frac{y_0^3}{\sqrt{at}} \sum_{k=0}^{\infty} (-1)^k \cdot \frac{y_0^{2k}}{k!(2k+1)(2k+3)(4at)^k} \quad (3.81)$$

Cu acestea, căldura Q_u devine :

$$Q_u = \frac{qc\gamma}{2\sqrt{\pi\lambda}} \left[2at\sqrt{\pi} \phi\left(\frac{y_0}{\sqrt{4at}}\right) - \frac{\sqrt{\pi} y_0^2}{2} + \frac{y_0^3}{\sqrt{at}} \right]_{k=0}$$

$$\sum_{k=0}^{\infty} \frac{(-1)^k y_0^{2k}}{k! (2k+1)(2k+3)} \cdot \frac{1}{(4at)^k}$$

dar $a = \frac{\lambda}{c\gamma}$, deci :

$$Q_u = qt \left[\phi(\sigma_0) - \sigma_0^2 + \frac{4}{\sqrt{\pi}} \sigma_0^3 \sum_{k=0}^{\infty} \frac{\sigma_0^{2k}}{k! (2k+1)(2k+3)} \right] \quad (3.82)$$

Căldura preluată de piese în timpul t este :

$$Q = qt \quad (3.83)$$

Astfel, randamentul termic al încălzirii cu arc rotitor va avea expresia :

$$\eta_t = \frac{Q_u}{Q} = \frac{q_u}{q} = \phi(\sigma_0) - \sigma_0^2 + \frac{4}{\sqrt{\pi}} \sigma_0^3 \sum_{k=0}^{\infty} (-1)^k \frac{\sigma_0^{2k}}{k! (2k+1)(2k+3)} \quad (3.84)$$

În figura 3.22 se prezintă dependența $\eta_t = f(\tau)$ calculată conform relației (3.84).

În practică se poate considera că zona activă poate fi limitată prin condiția $T_{y4} = 900^\circ$, apreciind că la 900°C un oțel carbon are o deformabilitate suficientă pentru a se realiza re-

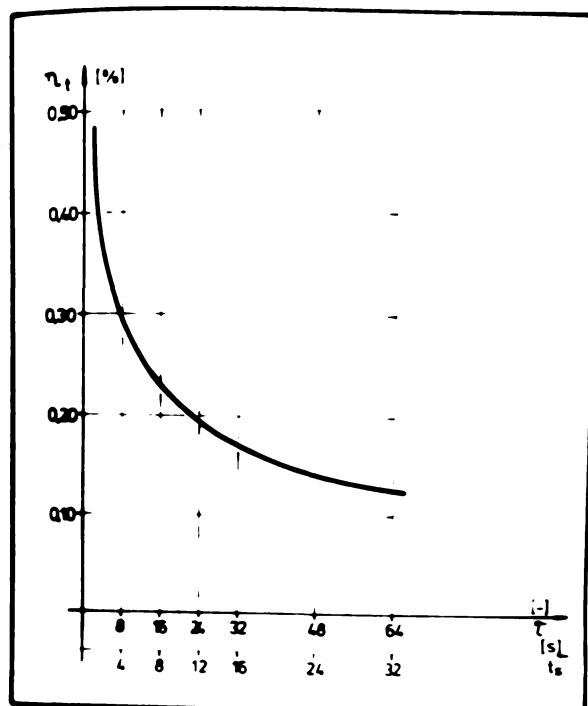


Figura 3.22.

fularea în mod corespunzător. Astfel, limita zonei active va fi $y_4 = 4$ mm. În figura 3.22 sînt prezentate, din aceste considerații, pe abscisă și valorile lui t calculate din expresia lui τ , pentru $y = 4$ mm.

Din figura se observă că valorile lui η_t sînt relativ reduse, ceea ce arată că o mare parte din căldura preluată de piese se transmite în material prin conducție și nu servește la încălzirea utilă a zonei active.

Din acest motiv, pentru a opera cu valori η_t cît mai ridicate se impun regimuri de sudare dure, caracterizate prin timpi de încălzire reduși.

Cunoscînd pe η și η_t , se poate calcula randamentul global al încălzirii cu arc rotitor folosind relația (3.72). Pentru $t = 5$ s, de pildă, la un curent de sudare $I_g = 190$ A, se obține un randament global :

$$\eta_g = 0,939 \cdot 0,275 = 0,258$$

Așadar, pentru regimul de sudare menționat, numai 25,8% din energia arcului se utilizează pentru încălzirea zonei active, deci reprezintă energia utilă pentru sudare.

3.4. Consumul de energie la sudarea cu arc rotitor

Din punct de vedere energetic, regimul de sudare optim este acel regim care realizează o încălzire suficientă a zonei active în condițiile unui consum minim de energie.

Funcția obiectiv a problemei de optimizare energetică a regimului de încălzire cu arc rotitor este, deci, consumul de energie, C_E , iar restricțiile problemei sînt materializate de condițiile realizării încălzirii necesare în zona activă. În zona activă se cere, de exemplu, realizarea unei temperaturi de 900°C la $y = 4 \text{ mm}$. Totodată, din motive similare cu cele de la sudarea prin topire intermediară se mai impune condiția $T = 1500^\circ\text{C}$, la $y = 0 \text{ mm}$, adică se cere ca pe suprafața frontală a pieselor să aibe loc o topire a materialului. Așadar, problema de optimizare va fi :

$$\begin{aligned} f &= C_E = \text{minim} \\ T(y = 0, t) &\geq 1500^\circ\text{C} \\ T(y = 4, t) &\geq 900^\circ\text{C} \end{aligned} \quad (3.85)$$

Pentru rezolvarea problemei de mai sus s-au calculat puterile specifice (W/mm^2) necesare încălzirii unității de suprafață a piesei la temperaturile cerute ($T_{y=0} = 1500^\circ\text{C}$ și $T_{y=4} = 900^\circ\text{C}$), utilizînd relația (3.17). Valorile respective notate q'_0 , respectiv q'_4 sînt prezentate în tabelul 3.13, pentru timpi de încălzire situați în domeniul 1 - 15 s. Pentru realizarea simultană a celor 2 restricții, este necesar să se opereze cu o energie specifică Q' :

$$Q' = \max.(q'_0 ; q'_4) \cdot t \quad (3.86)$$

Tabelul 3.13.

t, s	$q'_0, W/mm^2$	$q'_4, W/mm^2$	$Q' = \max(q'_0, q'_4) \cdot t$ J/mm^2
1	40,33	112,79	112,79
2	28,54	46,70	93,40
3	23,33	30,65	91,97
4	20,17	23,58	94,33
5	18,04	19,40	97,04
6	16,49	16,74	100,47
7	15,25	14,81	106,75
8	14,27	13,38	114,16
9	13,46	12,26	121,14
10	12,75	11,36	127,50
11	12,17	10,61	133,87
12	11,66	9,98	139,92
13	11,19	9,45	145,47
14	10,78	8,96	150,92
15	10,42	8,56	156,30

Această mărime reprezintă, deci, energia specifică necesară a fi introdusă în piesă. Din tabelul 3.13 se observă că pentru $t = 1 - 6$ s mărimea Q' este determinată de energia necesară încălzirii secțiunii $y = 4$ mm la temperatura $T = 900^\circ C$, iar pentru $t > 6$ s, mărimea Q' este egală cu energia necesară încălzirii secțiunii $y = 0$ la $T = 1500^\circ C$.

În figura 3.23 se prezintă variația în timp a puterilor specifice q'_0 și q'_4 .

Cele două curbe se intersectează într-un punct situat la aproximativ $t_0 = 6$ s. Din punct de vedere tehnologic, deci utilizarea unui timp de sudare de cea 6 s ar fi avantajoasă, pentru că ar îndeplini practic cele două restricții în condiții de egalitate. La timpi mai mari decât t_0 crește inutil consumul

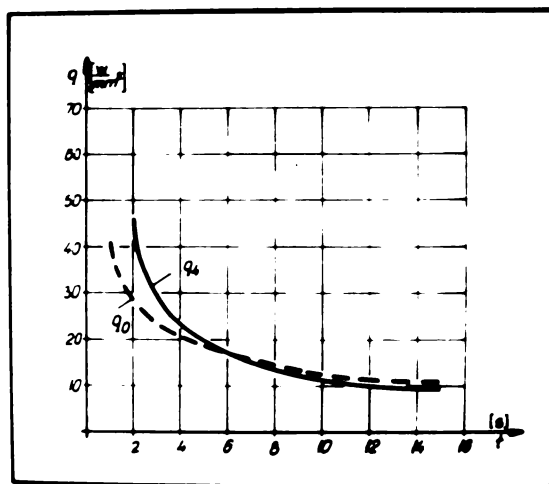


Figura 3.23

de energie, iar la timpi de sudare mai mici, în momentul realizării condiției în planul $y = 4$, temperatura pe suprafața frontală a pieselor depășește cu mult temperatura de topire, ceea ce conturbă stabilitatea procesului de rotație al arcului.

Din tabelul 3.13 se observă că energia specifică necesară Q' are un minim la un timp de sudare de cca 3 s, valoarea minimului fiind 92 J/mm^2 . Cu ajutorul datelor din tabelul 3.13 s-a calculat regresia $Q' = f(t)$ prin metoda polinoamelor ortogonale. S-a obținut regresia :

$$Q' = 0,36 t^2 - 1,19 t + 98,82 \quad (R^2 = 92\%) \quad (3.87)$$

Regresia determinată este reprezentată în figura 3.24.

Coeficientul de corelație al regresiei este $R^2 = 0,92$, ceea ce atestă faptul că regresia exprimă "excelent" corelația existentă între mărimile Q' și t .

Consumul de energie specific este dat de relația :

$$C_E = \frac{Q'}{v} \quad (3.88)$$

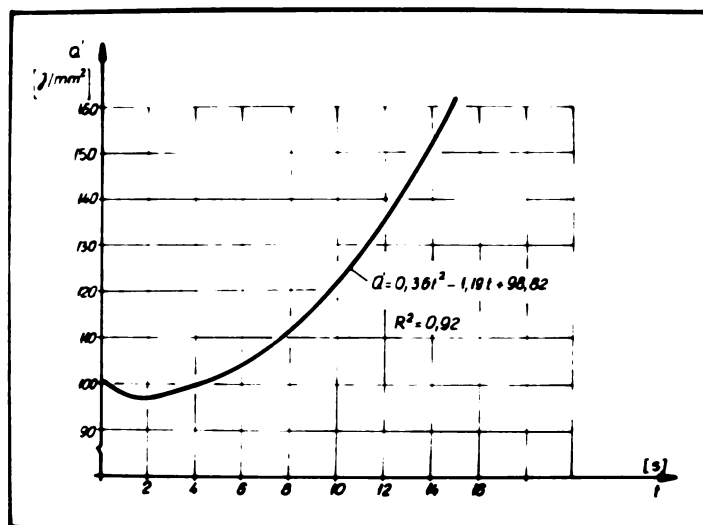


Figura 3.24.

Inlocuind randamentul încălzirii cu o valoare medie (0,8), consumul de energie va avea aceeași elură ca și curba Q' , deci va prezenta un minia teoretic la $t = 3$ s, $C_E = 115$ J/mm². Utilizând regresia din relația (3.17) se obține o expresie statistică pentru calculul consumului de energie.

In felul acesta, rezultă concluzia că din punct de vedere energetic regimul de sudare optim presupune realizarea încălzirii necesare a pieselor în timpul $t \sim 2 - 3$ s. Față de regimul de încălzire caracterizat prin $t = 15$ s, regimul optim necesită un consum energetic cu cca 70% mai redus.

In cazul utilizării regimului de încălzire determinat în condițiile stabilității optime a procesului de încălzire, deci pentru $t = 6$ s, consumul de energie va fi cu cca 10% mai mare decât cel corespunzător regimului optim energetic.

In urma experimentărilor efectuate rezultă următoarele concluzii :

- randamentul efectiv al procesului de sudare cu arc rotitor are valori relativ ridicate (80 - 95%), mai mari decât cele corespunzătoare sudării cu arc electric neprotejat (70-85%);

- randamentul efectiv al încălzirii scade cu creșterea timpului de sudare, respectiv cu creșterea curentului de sudare ;

- căldura preluată de piesă la sudarea cu arc rotitor se repartizează practic egal pe cei 2 electrozi; anodul preia 49,5% din căldură, iar catodul 50,5%, indiferent de regimul de sudare utilizat ;

- randamentul termic al procesului de încălzire scade rapid cu timpul ;

- din punctul de vedere al stabilității tehnologice a procesului de sudare se recomandă regimuri de sudare caracterizate de timpi de sudare de cca 6 s ;

- din punctul de vedere al consumului de energie la sudare, regimul de sudare optim presupune timpi de încălzire de cca 2 - 3 s.

4. Optimizarea tehnologică la sudarea cu arc rotitor

4.1. Metodologie de optimizare a tehnologiei de sudare

Elaborarea unei tehnologii de sudare presupune determinarea unor valori numerice pentru fiecare parametru de sudare. Practic, există un număr nelimitat de posibilități de realizare, din punct de vedere tehnologic, a unei îmbinări sudate. Cu alte cuvinte, există un număr nelimitat de regimuri de sudare posibile.

Din această cauză, o problemă esențială în activitatea tehnologică de sudare o constituie optimizarea acestei activități, adică determinarea celei mai bune decizii tehnologice (= regim de sudare), funcție de criteriul (criteriile) luate în considerare. Optimizarea constă în determinarea aceluia regim de sudare pentru care criteriul respectiv are valoarea maximă sau minimă.

Din analiza procesului de sudare cu arc rotitor se observă că optimizarea tehnologică nu poate fi făcută printr-o metodă analitică directă. Între parametrii de sudare nu există relații matematice, ci, eventual, pot fi definite, doar, relații empirice cu valabilitate condiționată și limitată. De aceea, pentru optimizare se va utiliza o metodă indirectă, ca de exemplu, metoda gradientului /91/. Această metodă experimentală pornește de la un regim de sudare oarecare și se apropie, prin îmbunătățiri succesive, de regimul optim pe direcția gradientului.

Procesul de optimizare are următoarele etape :

a. faza de deschidere care fixează nivelul inițial al experimentului, punctul inițial de plecare,

b. faza de explorare, constând în experimentări în diferite regimuri cu scopul de a determina direcția gradientului,

c. faza finală în care se fixează soluția optimă.

Fie regimul de sudare i caracterizat prin vectorul \bar{b}_1 , ale cărui n componente sînt reprezentate de cei n parametri de sudare corespunzători procedurii utilizat. Funcția obiectiv a problemei este definită de criteriul de optimizare luat în considerare. Pentru regimul de sudare optim funcția obiectiv va avea valoarea maximă (sau minimă). Metoda gradientului constă în următoarele :

a. Experimentarea se demarează la un vector de bază \bar{b}_1 , ales arbitrar.

b. Se alege un pas p_1 pentru fiecare parametru de sudare, $i = 1 \dots n$. Fie \bar{p}_1 vectorul cu componenta i egală cu p_1 și cu celelalte componente nule.

c. Se măsoară funcția obiectiv la punctul inițial \bar{b}_1 și se face cîte o observație la $\bar{b}_1 + \bar{p}_1$ și $\bar{b}_1 - \bar{p}_1$. Punctul în care funcția obiectiv y are valoarea maximă se notează \bar{t}_{11} și se numește vîrf temporar :

$$\bar{t}_{11} = \max [y(\bar{b}_1 + \bar{p}_1), y(\bar{b}_1), y(\bar{b}_1 - \bar{p}_1)]$$

d. Similar, se perturbă celelalte variabile pornind însă succesiv de la ultimul vîrf temporar găsit.

e. După ce au fost perturbate toate variabilele se alege ultimul vîrf temporar \bar{t}_{1n} ca și al doilea punct de bază \bar{b}_2 , $\bar{t}_{1n} = \bar{b}_2$.

f. Se presupune că dacă experimentul s-ar fi continuat de la punctul \bar{b}_2 în mod analog, rezultatele ar fi fost asemănătoare. De aceea, se trece peste o deviere locală în jurul lui \bar{b}_2 și se stabilește un nou vîrf temporar \bar{t}_{20} , astfel :

$$\bar{t}_{20} = \bar{b}_1 + 2(\bar{b}_2 - \bar{b}_1) = 2\bar{b}_2 - \bar{b}_1$$

g. Se face o explorare locală în jurul lui \bar{t}_{20} (a-e) în urma căreia se determină al treilea punct de bază \bar{b}_3 , $\bar{t}_{2n} = \bar{b}_3$.

h. Se stabilește un nou vîrf temporar \bar{t}_{30} :

$$\bar{t}_{30} = \bar{b}_2 + 2(\bar{b}_3 - \bar{b}_2) = 2\bar{b}_3 - \bar{b}_2$$

Procedeul se continuă în același mod pînă cînd sistemul i (corespunzător vîrfului temporar \bar{t}_{i0}) nu mai produce o îmbunătățire a funcției obiectiv. În felul acesta, punctul \bar{b}_{i+1} se localizează în regiunea soluției optime. Pentru a determina un punct mai bun decît \bar{b}_{i+1} se micșorează pasul \bar{p}_i și se repetă procedura a-e. Sistemul va converge în final spre punctul optim.

4.2. Program de calcul al regimului de sudare cu arc rotitor

Pentru aplicațiile practice este de interes scurtarea duratei procesului de elaborare al tehnologiei de sudare. Volumul investigației experimentale poate fi redus prin utilizarea unei metode analitice de determinare a regimului de sudare pe baza relațiilor definite între diferiți parametri de sudare. Regimul determinat analitic are un caracter aproximativ datorită relațiilor empirice care stau la baza calculului. Din această cauză el va servi ca punct de plecare pentru procesul de optimizare tehnologică experimentală.

Determinarea analitică a regimului de sudare se face plecînd de la tipul materialului de bază și secțiunea pieselor ce se sudează. Funcție de materialul de bază și de utilajul de sudare avut la dispoziție se alege un regim de sudare moale sau dur. În mod usual, timpii de sudare se plasează în intervalul de 1 - 3 s pentru regimul de sudare dur și între 6 - 10 s pentru regimul moale. În continuare se determină ceilalți parametri de sudare folosind relațiile existente între aceștia, conform schemei de calcul prezentate în figura 4.1.

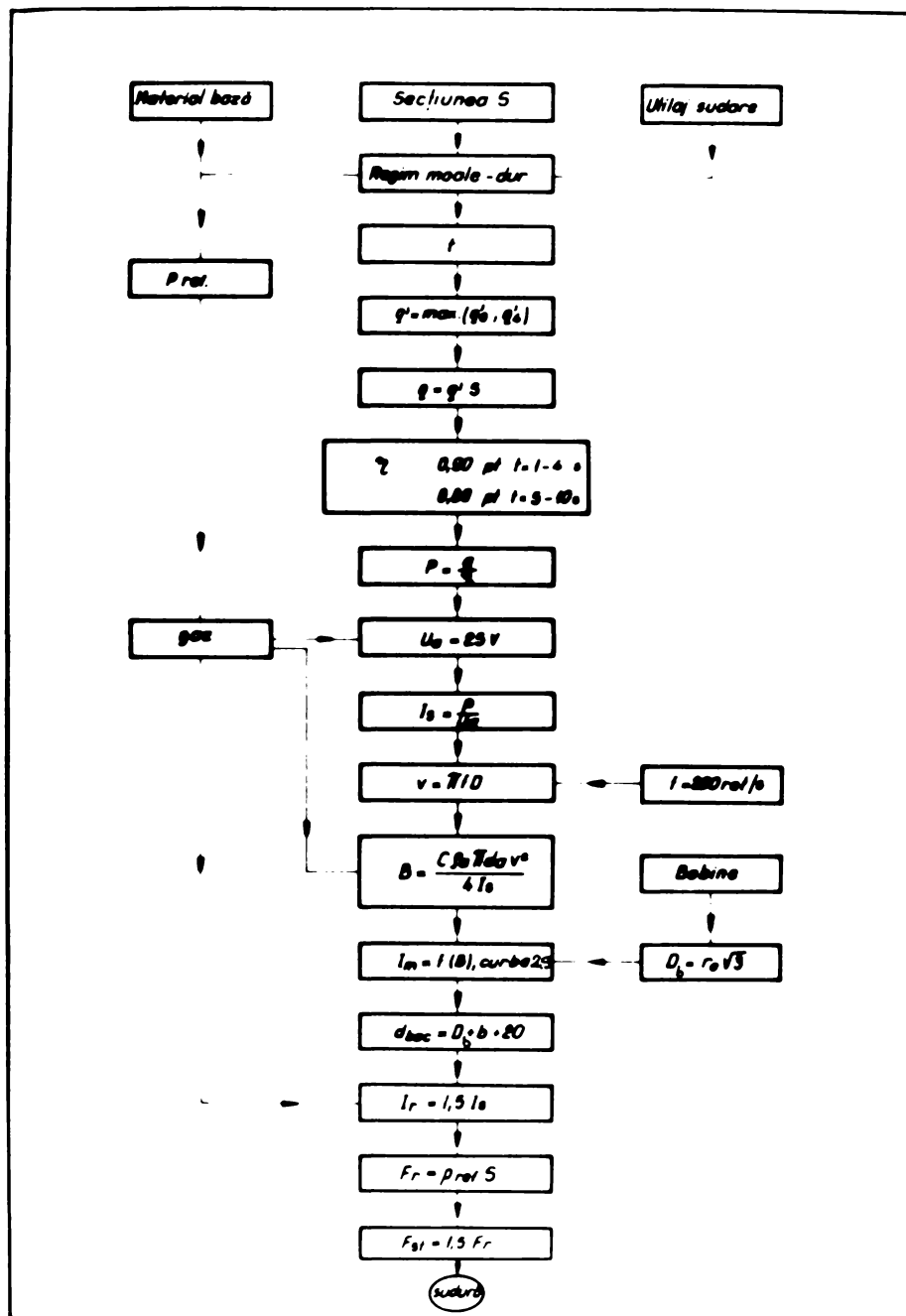


Figura 4.1.

4.3. Optimizarea tehnologiei de sudare cu arc rotitor a tevilor din oțel carbon

Metodologia de optimizare tehnologică descrisă în paragrafele precedente este exemplificată pentru cazul sudării

cu arc rotitor a țevilor din oțel carbon OMT35 cu diametru 30 mm și grosime a peretelui 3 mm (secțiune 254 mm²).

Sudurile din cadrul programului experimental au fost executate cu mașina de sudare cu arc rotitor, Rotarc-1, construită la ISIM Timișoara. În figura 4.2, se prezintă o vedere a mașinii de sudare Rotarc-1.

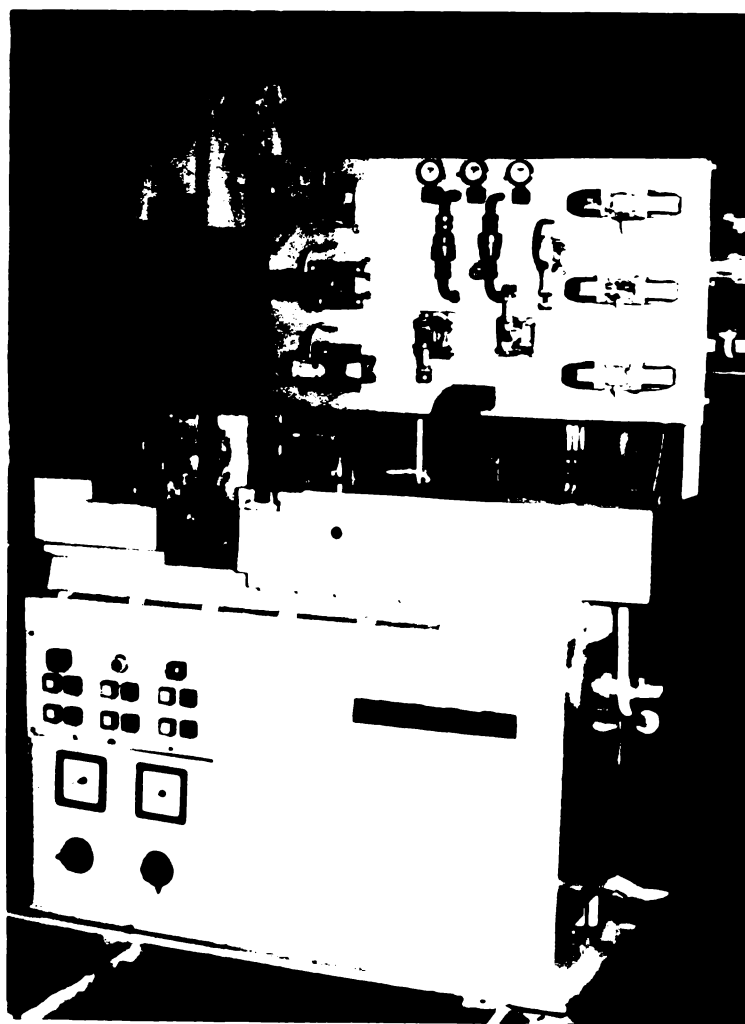


Figura 4.2.

Caracteristicile principale ale mașinii Rotarc-1 sînt următoarele :

- diametrul țevilor ce pot fi sudate 30 - 90 mm,
- secțiunea maximă sudabilă, 1000 mm²,
- forța de refulare maximă, 65 kN,
- forța de strîngere maximă, 100 kN,

- viteza de refulare maximă 150 mm/s ,
- curentul de sudare 200 - 1000 A, funcție de sursa utilizată,
- sistemul de magnetizare - 2 bobine excitate separat, realizate din câte două semibobine (v. figura 2.6.b).

Ca sursă de sudare s-a folosit un convertizor de sudură CS-5.

Optimizarea tehnologică este demarată la un regim de sudare orientativ, determinat prin calcul conform metodei prezentate în paragraful 4.2. Alegând un timp de sudare $t = 4$ s rezultă următorul regim de sudare :

$$t = 4 \text{ s} , q' = 23,58 \text{ W/mm}^2 , q = 5990 \text{ W} , \eta = 0,9 , P = 6655 \text{ W} ,$$

sudare fără protecție gazoasă, $U_a = 25 \text{ V}$, $I_s = 270 \text{ A}$, $v = 38 \text{ m/s}$,
 $d_a = 3 \text{ mm}$, $C = 0,95$, $B = 120 \text{ Gs}$, $r_o = 30 \text{ mm}$, $D_b = 140 \text{ mm}$,
 $d_{bac} = 240 \text{ mm}$, $I_m = 6 \text{ A}$, $d = 1,5 \text{ mm}$, $I_r = 405 \text{ A}$, $p_{ref} = 70 \text{ N/mm}^2$,
 $F_{ref} = 18 \text{ kN}$, $F_{str} = 27 \text{ kN}$, $v_{ref} = 150 \text{ mm/s}$.

În continuare, parametrii de sudare secundari se mențin la valorile calculate, iar parametrii de sudare principali (I_s , t , F_{ref}) se modifică conform metodei gradientului (paragraful 4.1), alegându-se următorii pași :

- curentul de sudare $p_1 = 50 \text{ A}$,
- timpul de sudare $p_2 = 2 \text{ s}$,
- forța de refulare $p_3 = 6 \text{ kN}$.

Optimizarea se face pe baza următorului criteriu (funcție obiectiv) :

- îmbinarea sudată se supune încercării de tracțiune (STAS 5540/2-77) în urma căreia se consemnează rezistența la rupere, dacă ruperea se produce în zona sudurii. Dacă ruperea are loc în materialul de bază, tronsonul de țevă sudată se debitează la o lungime de 50 mm, avînd ca axă de simetrie sudura, și se supune unei încercări de aplatizare (figura 4.3).

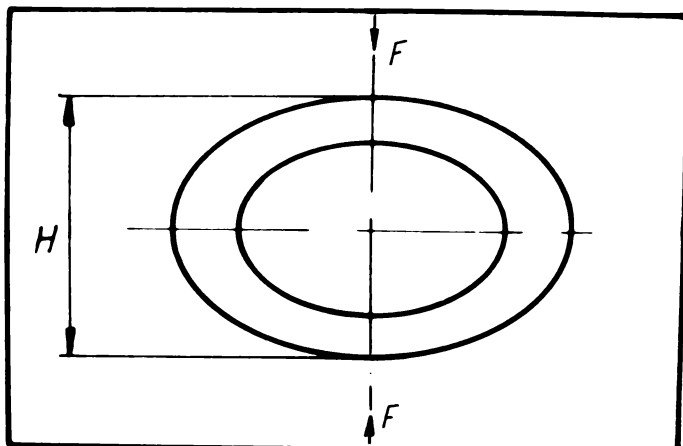


Figura 4.3.

Metoda gradientului se aplică în sensul maximizării rezistenței la rupere, respectiv minimizării înălțimii de aplatizare a îmbinării sudate.

Pentru fiecare regim de sudare se execută 2 suduri care se supun încercărilor menționate mai sus, în final consemnându-se media rezultatelor obținute.

Vectorul de bază al programului de optimizare este $\bar{b}_1 = (270 \text{ A, } 4\text{s, } 18 \text{ kN})$. În tabelul 4.1 se prezintă prima fază a programului de optimizare.

Tabelul 4.1.

Nr. regim	Regim de sudare	R_m [kN]	H [mm]	Concluzie
1	2	3	4	5
1	\bar{b}_1 270 A, 4s, 18 kN	103 (S) [*]	-	\bar{t}_{11}
2	$\bar{b}_1 - \bar{p}_2$ 270 A, 2s, 18 kN	80 (S)	-	
3	$\bar{b}_1 + \bar{p}_2$ 270 A, 6s, 18 kN	15 (S)	-	
4	$\bar{t}_{11} - \bar{p}_3$ 270 A, 4s, 18 kN	103 (S)	-	
	$\bar{t}_{11} - \bar{p}_3$ 270 A, 4s, 12 kN	73 (S)	-	
5	$\bar{t}_{11} + \bar{p}_3$ 270 A, 4s, 24 kN	107 (S)	-	\bar{t}_{12}

1	2	3	4	5
	\bar{t}_{12} 270 A, 4s, 24 kN	107 (S)	-	
6	$\bar{t}_{12}^{-\bar{p}_1}$ 220 A, 4s, 24 kN	61 (S)	-	
7	$\bar{t}_{12}^{+\bar{p}_1}$ 320 A, 4s, 24 kN	110 (MB)	22	\bar{t}_{13}

* In paranteză s-a consemnat locul ruperii : S - sudură ,
MB - material de bază.

Din tabelul 4.1 rezultă al doilea vector de bază
 $\bar{b}_2 = \bar{t}_{13} = (320 \text{ A, } 4\text{s, } 24 \text{ kN})$. A doua fază a optimizării se dema-
rează de la vârful temporar \bar{t}_{20} :

$$\bar{t}_{20} = 2\bar{b}_2 - \bar{b}_1 = (370 \text{ A, } 4\text{s, } 30 \text{ kN }).$$

Faza a doua a programului este sintetizată în
tabelul 4.2.

Tabelul 4.2.

Nr. regim	Regim de sudare	R_m [kN]	H [mm]	Con- cluzie
8	\bar{t}_{20} 370 A, 4s, 30 kN	115 (MB)	17	\bar{t}_{21}
9	$\bar{t}_{20}^{-\bar{p}_2}$ 370 A, 2s, 30 kN	114 (MB)	18	
10	$\bar{t}_{20}^{+\bar{p}_2}$ 370 A, 6s, 30 kN	78 (S)	-	
	\bar{t}_{21} 370 A, 4s, 30 kN	115 (MB)	17	
11	$\bar{t}_{21}^{-\bar{p}_3}$ 370 A, 4s, 24 kN	112 (MB)	15	\bar{t}_{22}
12	$\bar{t}_{21}^{+\bar{p}_3}$ 370 A, 4s, 36 kN	103 (MB)	18	
	\bar{t}_{22} 370 A, 4s, 24 kN	112 (MB)	15	$\bar{t}_{23} = \bar{b}_3$
13	$\bar{t}_{22}^{-\bar{p}_1}$ 320 A, 4s, 24 kN	115 (MB)	20	
14	$\bar{t}_{22}^{+\bar{p}_1}$ 420 A, 4s, 24 kN	120 (MB)	17	

In ultima etapă a fazei a doua nu se mai obține o îmbunătățire a funcției - obiectiv. In felul acesta, vectorul \bar{t}_{23} se localizează în zona soluției optime. Pentru a determina un regim de sudare mai bun decât regimul \bar{t}_{23} (în sensul H minim) este necesară micșorarea pasului de modificare al variabilelor. Având în vedere însă faptul că o modificare a curentului de sudare într-un interval sub 50 A, respectiv a forței de refulare sub 6 kN nu poate fi controlată, se va asigura o deviere locală doar în jurul valorilor timpului de sudare, la un pas de 1 s.

In tabelul 4.3 se indică rezultatele fazei finale a programului.

Tabelul 4.3.

Nr. regim	Regimul de sudare	R_m [kN]	H [mm]	Concluzii
11 \bar{b}_3	370 A, 4s, 24 kN	112 (MB)	15	
15 $\bar{b}_3 - \bar{p}_{2/2}$	370 A, 3s, 24 kN	112 (MB)	14	\bar{b}_4
16 $\bar{b}_3 + \bar{p}_{2/2}$	370 A, 5s, 24 kN	114 (MB)	18	

Experimentarea se oprește la regimul optim (370 A, 3s, 24 kN). Pentru a ajunge la regimul optim s-au testat 16 regimuri de sudare, programul experimental cuprinzând realizarea unui număr de 32 suduri.

In figura 4.4, se prezintă modul de desfășurare al programului experimental în spațiul (P, t, I).

Examinarea roentgenografică a unor îmbinări sudate cu arc rotitor în regimul 15 a permis încadrarea sudurilor în clasa de execuție II.

In tabelul 4.4 se prezintă rezultatele analizelor metalografice ale unei îmbinări sudate în regimul 15, iar în figurile 4.5 - 4.7, microstructurile corespunzătoare numerotării din tabel.

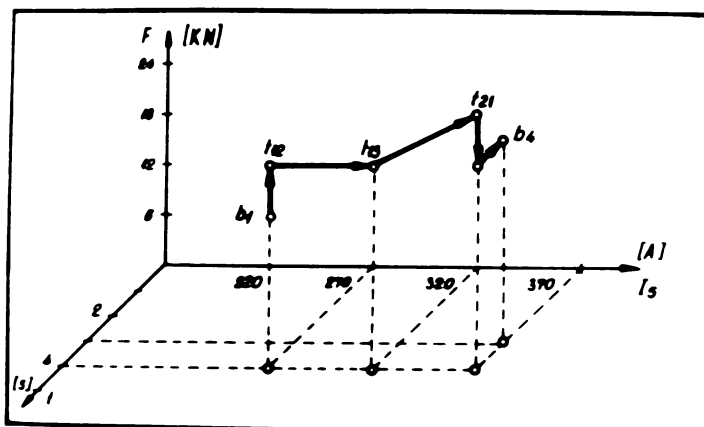


Figura 4.4.

Tabelul 4.4.

Zona cercetată	Structură	Mărime grăunte	Figură 100x
metal de bază	ferită și perlită în giruri	6 - 7	4.5
zona influen- țată termic	ferită și perlită de granu- lație fină	9 - 10	4.6
metal topit	ferită de granulație fină	10	4.7



Figura 4.5.

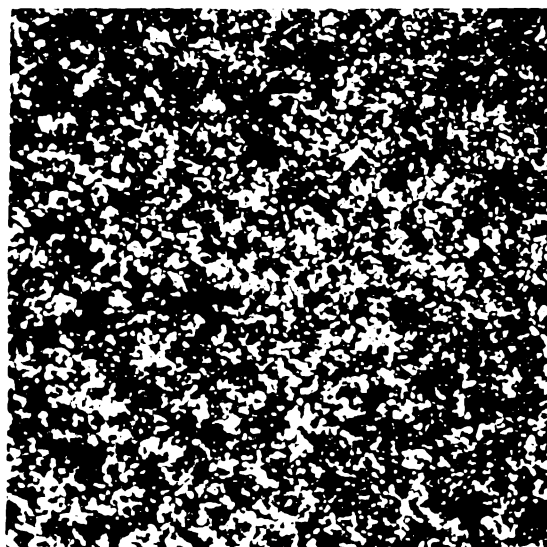


Figura 4.6.

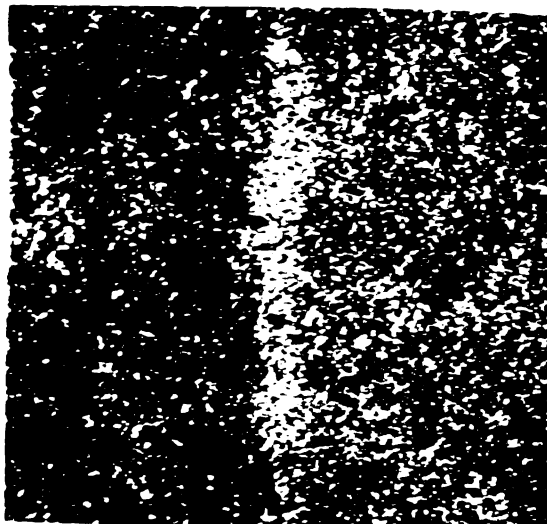


Figura 4.7.

În centrul îmbinării sudate se semnalează o zonă albă, feritică, caracteristică îmbinărilor sudate prin presiune. Pentru proba analizată (regimul de sudare 15) lățimea maximă a zonei albe este de 0,03 mm.

Măsurătorile de duritate HV5 au arătat o creștere ușoară a durității în centrul îmbinării sudate, figura 4.8.

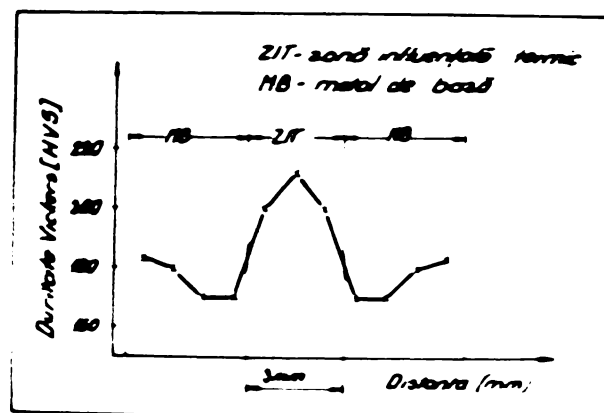


Figura 4.8.

ceea ce se explică prin caracterul relativ dur al regimului de sudare utilizat.

In figura 4.9 și figura 4.10 se prezintă țevi sudate cu arc rotitor, după încercarea la tracțiune, respectiv o epruvetă de țeavă sudată, după proba de aplatizare.



Figura 4.9.

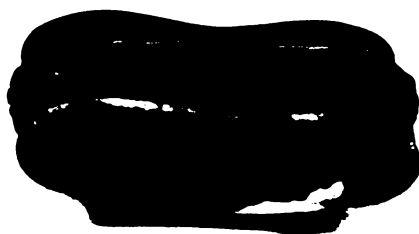


Figura 4.10.

In concluzie, se apreciază că la sudarea cu arc rotitor a țevelor din oțel carbon se obțin îmbinări sudate de calitate corespunzătoare, avînd caracteristici asemănătoare cu cele ale îmbinărilor sudate prin presiune.

4.4. Sudarea cu arc rotitor a țevilor cu grosime mare

În literatura de specialitate se consideră că sudarea cu arc rotitor poate fi aplicată industrial, în prezent, la grosimi de țevi pînă la 4 mm, [117]. La grosimi de țevi mai mari neomogenitatea cîmpului magnetic pe grosimea țevii împiedică realizarea unei încălziri uniforme a secțiunii pieselor.

Folosind sistemul de magnetizare transversală a țevilor cu ajutorul unei bobine stea formată din 10 bobine cilindrice (v.2.3.1.4.) s-au efectuat experimentari de sudare a unor țevi din oțel OLT35 de diametru 30 mm și grosime a peretelui de 7 mm. Regimul de sudare a fost definit de următoarele valori ale parametrilor principali : $I_s = 470$ A, $t = 10$ s, $P_r = 42$ kl ($P_{ref} = 33$ kJ/mm²).

Sudarile au fost supuse unui control ultrasonic, în urma căruia nu au fost decelate defecte, ceea ce a permis încadrarea sudurilor în clasa de execuție I, conform TGL 15003/1974.

Încercarea de aplatizare a îmbinării sudate, realizată pe 3 îmbinări sudate, a permis atingerea unei înălțimi de aplatizare $H = 10$ mm, deci aplatizarea totală, fără apariția unor fisuri.

În figura 4.11 se prezintă macrostructura unei îmbinări sudate în regimul indicat.

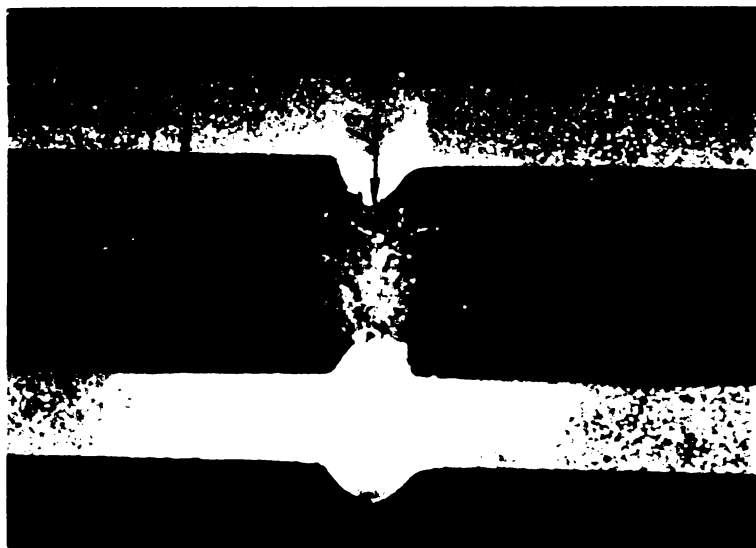


Figura 4.11.

Analiza metalografică a permis decelarea următoarelor structuri în zonele îmbinării :

- **metal topit** - structură ferito-perlitică cu grăunte de ferită de punctaj 6, conținând 40% perlită și 60% ferită, figura 4.12.
- **zona influențată termic** - structură ferito-perlitică cu grăunte de ferită de punctaj 6, structură Widmannstätten cu mărime a grăunților 2, structura ZIT formată din cca 70% perlită și 30% ferită, figura 4.13.



Figura 4.12.



Figura 4.13.

Nu au fost decelate defecte structurale.

Structura Widmannstätten se poate explica prin încălzirea masivă în domeniul austenitic, datorită regimului de sudare relativ moale utilizat.

În figura 4.14. se prezintă duritatea HV5 în zonele îmbinării sudate.

În urma sudării nu apare o durificare a materialului.

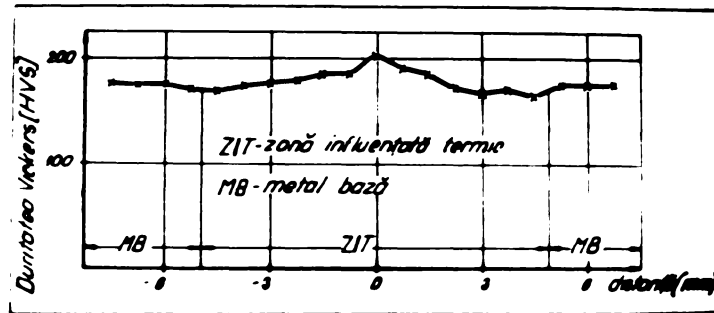


Figura 4.14.

In concluzie, se apreciază că prin utilizarea magnetizării transversale se poate extinde domeniul de aplicare al procedurii de sudare cu arc rotitor și la țevi de grosime relativ mare.

5. Eficiența economică a sudării cu arc rotitor

5.1. Eficiența aplicării unui nou procedeu de sudare

Aplicarea industrială a unui nou procedeu de sudare necesită, pe lângă motivația tehnologică, o justificare economică. De regulă, se consideră oportună înlocuirea unui procedeu de sudare cu alt procedeu dacă :

a. noul procedeu de sudare realizează, la aceeași calitate tehnologică a produsului, un preț de cost al sudurii mai scăzut decât vechiul procedeu ,

b. la același nivel de calitate, respectiv prețuri de cost de valori apropiate, procedeu nou permite o creștere semnificativă de productivitate față de procedeu de referință.

În general, procesul de comparare a eficienței unui procedeu de sudare nou cu un procedeu de referință cuprinde următoarele etape, /103/ :

a. determinarea prețurilor de cost pentru cele două variante ,

b. determinarea economiilor (sau cheltuielilor suplimentare) rezultate prin aplicarea variantei noi,

c. determinarea cheltuielilor pentru aplicarea noului procedeu,

d. determinarea duratei de amortizare a cheltuielilor de mai sus.

Economiile rezultate în urma aplicării noului procedeu se definesc ca produsul dintre diferența prețurilor de cost corespunzătoare celor două procedee și timpul de referință (de regulă, un an).

Durata de amortizare a cheltuielilor pentru aplicarea unui procedeu de sudare nou (cheltuieli de cercetare, achizițio-

nare de mijloace fixe, calificare personal), reprezintă, de fapt, criteriul eficienței economice a aplicării noului procedeu de sudare. Se consideră ca foarte bună o durată de amortizare pînă la 3 ani, /62/.

5.2. Metodologia de calcul a prețului de cost la sudare

Prețul de cost al unei îmbinări sudate, p_c este determinat de suma cheltuielilor care apar la realizarea îmbinării respective și anume :

$$p_c = p_u + p_{ma} + p_m + p_e + p_a \quad (5.1)$$

unde s-au notat :

p_u - cheltuielile legate de utilajul de sudare,

p_{ma} - cheltuielile legate de materialele de adaos sau auxiliare (aer comprimat, apă),

p_m - cheltuieli de manoperă,

p_e - cheltuieli de energie ,

p_a - alte cheltuieli (dobinzi pentru credite, etc.)

Cheltuielile de utilaj sînt :

$$p_u = p_a + p_r + p_i \quad (5.2)$$

unde p_a reprezintă cheltuielile de amortizare, p_r - cheltuielile de reparare iar p_i - cheltuielile de întreținere a utilajului.

Cheltuielile de amortizare pot fi determinate prin relația, /103/ :

$$p_a = \frac{P_u \cdot f_a}{P_t} , \quad \text{lei/h} \quad (5.3)$$

unde P_u reprezintă prețul utilajului de sudare, f_a - factorul de amortizare (caracteristic pentru utilajul respectiv), iar P_t -

fondul de timp productiv dintr-un an. Fondul de timp productiv este determinat de fondul de timp total, P , și încărcarea schimbului, s :

$$P_t = P \cdot s \quad (5.4)$$

In general, încărcarea schimbului s are valori cuprinse în intervalul 0,6 - 0,8 /103/.

Cheltuielile de reparație și întreținere a utilajului se pot calcula funcție de cheltuielile de achiziționare a acestuia și de ponderea cheltuielilor de reparație-întreținere f_r cu relația :

$$P_a + P_r = \frac{P_u \cdot f_r}{P} \quad (5.5)$$

Coeficientul f_r are valori 0,03 - 0,05 .

Cheltuielile pentru materiale de adaos și auxiliare sînt date de relația :

$$P_{ma} = \sum P_{ma} \cdot m_{ma} \quad (5.6)$$

unde P_{ma} reprezintă prețul, iar m_{ma} - masa materialului respectiv.

Cheltuielile de manoperă se calculează cu relația :

$$p_m = r \cdot t_n \quad (5.7)$$

unde r reprezintă remunerația orară a muncitorului, iar t_n - timpul normat de muncă.

Cheltuielile de energie cuprind cheltuielile de energie la sudare, respectiv la mers în gol :

$$P_e = \left[\frac{I \cdot U \cdot DA}{2 s} + P_o(1 - DA) \right] P_e \quad (5.8)$$

unde s-au notat I - curentul de sudare, U - tensiunea de sudare, η_s - randamentul sursei, P_0 - puterea la mers în gol, DA - durata activă de sudare, P_e - prețul de cost unitar al energiei electrice. Durata activă DA este definită prin raportul dintre timpul de bază necesar sudării, t_p și timpul total avut la dispoziție t .

5.3. Eficiența aplicării sudării cu arc rotitor

După cum s-a arătat anterior, procedeul de sudare cu arc rotitor se poate aplica, în prezent, la sudarea cap la cap a țevilor cu diametru pînă la $\varnothing 100$ mm și grosime a peretelui sub 7 mm.

La aceste dimensiuni de material, sudarea cu arc rotitor va concura, în primul rînd, următoarele procedee de sudare:

- sudarea manuală cu electrozi înveliți, SM ,
- sudarea în mediu de bioxid de carbon, MAG ,
- sudarea electrică prin presiune cap la cap, SP,
- sudarea prin frecare, SF.

În continuare se prezintă o comparație între prețurile de cost ale unor suduri realizate cu procedeele de mai sus, folosind țevi din oțel OLT35 cu diametrul 60 mm și grosimea peretelui de 4 mm. Întrucît la sudarea prin frecare lungimea unei piese (țevi) este limitată de mașină la valori de cca 200 mm, acest procedeu nu a fost luat în considerare.

Prețul de cost al unei suduri s-a calculat pentru diferite volume de producție anuală (5.000 - 300.000 suduri) care se realizează într-o întreprindere printr-un program în 2 schimburi. Calculele s-au făcut conform metodologiei descrise în paragraful 5.2 , folosind următoarele date inițiale :

- fondul de timp total, $F = 4800$ ore,
- încărcarea schimbului, $s = 0,7$,
- fondul de timp productiv, $F_t = 3360$ ore ,
- factorul de amortizare, $f_a = 0,083$,
- factorul de reparare-întreținere, $f_r = 0,04$.

S-au utilizat următoarele utilaje de sudare :

- SM - convertizor de sudare CS-5, dispozitiv de rotire țeavă, prețul utilajului $P_u = 50.000$ lei,
- MAG - semiautomat de sudare SACO-2, dispozitiv de rotire țeavă, $P_u = 70.000$ lei,
- SP - mașină de sudare prin presiune PCU-63, $P_u = 460.000$ lei
- Rotare - mașină de sudare cu arc rotitor Rotarc-1, $P_u = 500.000$ lei.

Regimurile de sudare folosite sînt caracterizate prin următorii parametri principali :

- SM - rost V 60, electrod Supertit, sudare în 2 straturi, (1 strat $\varnothing 2,5$ mm, 90 A, 2 strat $\varnothing 3,25$ mm, 130 A), $U_a = 20$ V, curent continuu, polaritate directă, timp bază $t_b = 0,033$ h, timp total $t = 0,066$ h, coeficient de topire $d_t = 12,5$ g/aH, putere de mers în gol $P_o = 3,7$ kW, randamentul sursei $\eta_s = 0,6$, pierderile în conductoare $\eta_c = 0,85$, coeficientul de înveliș $k_p = 0,35$, coeficientul de pierdere în portelectrod $\mu = 0,1$, prețul energiei electrice $P_e = 0,3$ lei/kWh, remunerația sudorului $r = 10,35$ lei/h, prețul materialului de adaos $p_{ma} = 8,5$ lei/kg, productivitate 15 suduri/h, consum de energie 0,264 kWh/sudură.
- MAG - rost I, sîrmă S12M2S, $\varnothing 1,2$ mm, 1 strat, $I_s = 160$ A, $U_a = 25$ V, $v_s = 8$ m/h, $v_c = 130$ m/h, debit $CO_2 = 14$ l/min, $t_b = 0,021$ h, $t = 0,0416$ h, P_{ma} sîrmă = 13 lei/kg, P_{ma} gaz = 5,75 lei/m³, $r = 10,35$ lei/h, productivitatea 24 suduri/h, consum de energie 0,205 kWh/sudură.
- SP - rost I, $t_b = 0,005$ h, $t = 0,022$ h, consum de energie electrică 0,180 kWh/sudură, $r = 8,7$ lei/h, productivitatea 45 suduri/h (limitată de capacitatea mașinii).

Rotarc - rost I, $I_s = 450$ A, $U_a = 25$ V, $I_m = 5$ A, $t_b = 0,0025$ h, $t = 0,011$ h, $P_s = 3,7$ kW, $F_r = 50$ kN, $r = 8,7$ lei/h, productivitatea 90 suduri/h, consum de energie 0,130 kWh/sudură.

In tabelul 5.1 sînt sintetizate costurile de energie, manoperă, materiale și utilaj pentru procedeele de sudare utilizate, iar în tabelul 5.2 costurile totale, la volumele de producție luate în considerare.

Tabelul 5.1.

Proce- deu de sudare	Ener- gie lei/ sud.	Mano- peră lei/ sud.	Mate- riale lei/ sud.	Utilaj (lei/sud) ^x						
				5.000	10.000	20.000	50.000	100.000	200.000	300.000
SM	0,079	0,683	0,377	1,110 (1)	0,550 (1)	0,295 (1)	0,110 (1)	0,110 (2)	0,110 (4)	0,110 (6)
MAG	0,061	0,432	0,510	1,710 (1)	0,855 (1)	0,427 (1)	0,171 (1)	0,171 (2)	0,128 (3)	0,114 (4)
SP	0,054	0,192	-	10,26 (1)	5,13 (1)	2,565 (1)	1,026 (1)	0,513 (1)	0,513 (2)	0,342 (2)
Rotarc	0,040	0,097	-	11,11 (1)	5,55 (1)	2,775 (1)	1,11 (1)	0,55 (1)	0,2775 (1)	0,185 (1)

^x Cifrele din paranteze indică numărul de utilaje de sudare necesare pentru realizarea volumului respectiv de producție anuală.

Tabelul 5.2

Procedeu de su- dare	Preț de cost total (lei/sud)						
	5.000	10.000	20.000	50.000	100.000	200.000	300.000
SM	2,239	1,689	1,414	1,249	1,249	1,249	1,249
MAG	2,713	1,851	1,430	1,174	1,174	1,131	1,111
SP	10,506	5,376	2,811	1,272	0,759	0,759	0,592
Rotarc	11,247	5,687	2,912	1,248	0,692	0,414	0,322

In figura 5.1 se prezintă variația prețurilor de cost la sudare, funcție de volumul producției, pentru cele 4 procedee de sudare. Salturile curbelor prețului de cost se datorează modificării numărului de utilaje de sudare necesare pentru realizarea volumului de producție.

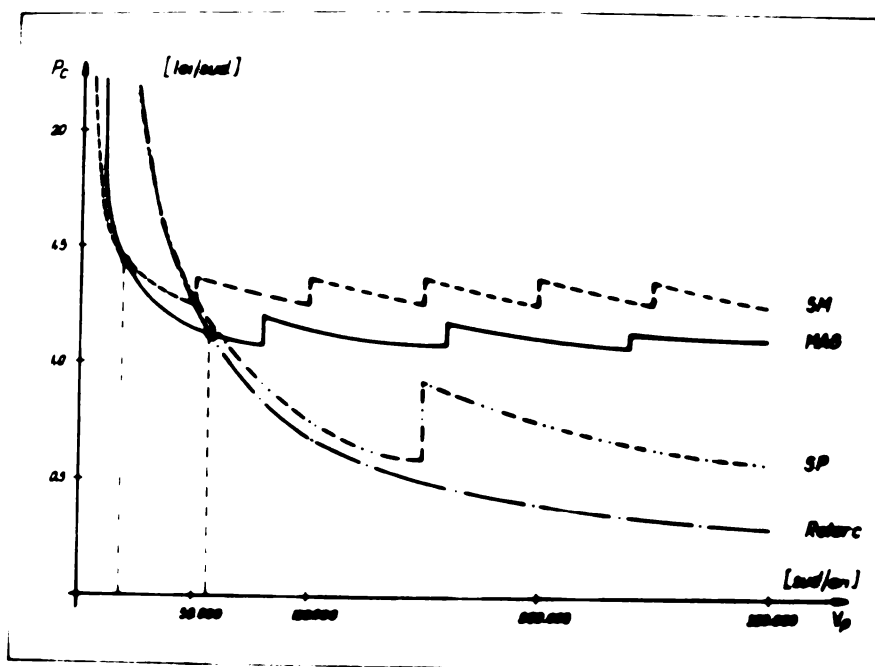


Figura 5.1.

După cum rezultă din figura 5.1, pentru condițiile inițiale date, se pot defini următoarele procedee de sudare ca eficiente sub aspectul prețului de cost al sudurilor :

a. sudarea manuală cu electrozi înveliți - la un volum de producție sub 18.000 suduri/an ,

b. sudarea în mediu de CO_2 - la volume de producție cuprinse între 18.000 - 56.000 suduri/an ,

c. sudarea cu arc rotitor - la volume de producție mai mari decât 56.000 suduri/an.

Aplicarea sudării cu arc rotitor este cu atât mai eficientă cu cât volumul de piese sudate într-un an este mai mare. Astfel, la un volum de 300.000 suduri/an, costul unei suduri cu arc rotitor reprezintă 25,8% din cel corespunzător sudurii manuale, 29,0% din cel corespunzător sudurii MAG, 54,5% din cel corespunzător sudurii prin presiune.

În tabelul 5.3 se prezintă efectele economice rezultate prin înlocuirea sudării SM cu sudare prin arc rotitor, la volume de producție anuale de 100.000 - 300.000 suduri.

Tabelul 5.3.

Volu m pro- ducție V_p , sud/an	cost SM lei/sud	cost rotare lei/sud.	$\Delta C = \text{Cost SM} - \text{cost rotare}$ lei/sud.	$EE = V_p \cdot \Delta C$ lei/an	Durată amortizare ani
100.000	1,249	0,692	0,557	55.700	5,15
200.000	1,249	0,414	0,835	167.000	2,39
300.000	1,249	0,322	0,927	278.100	1,57

După cum rezultă din tabelul 5.3 înlocuirea sudurii SM cu sudare cu arc rotitor este eficientă. La un volum de producție de 300.000 suduri/an, durata de amortizare completă a utilajului de sudare Rotarc este de 1,57 ani. În aceste calcule nu au fost luate în considerare cheltuielile pentru școlarizarea personalului la sudarea cu arc rotitor. Datorită simplității deservirii utilajului de sudare aceste cheltuieli sînt nesemnificative.

Utilizarea sudării cu arc rotitor permite, în același timp, o reducere consistentă a consumului de metal și de energie, în comparație cu procedeele de sudare convenționale. Astfel, în tabelul 5.4, sînt prezentate consumurile de metal și energie pentru cele 4 procedee de sudare analizate, în condițiile regișturilor de sudare indicate.

După cum se observă din tabelul 5.4 consumul de metal la sudarea Rotarc reprezintă 53%, iar consumul de energie 49,5% din consumurile specifice sudării SM.

Tabelul 5.4.

Procedeu de sudare	Consum metal *		Consum energie	
	g/sudură	%	kwh/sudură	%
SM	44,3	100	0,263	100
MAG	39,2	88,5	0,205	78,0
SP	35,2	79,4	0,180	68,5
Rotarc	23,5	53,0	0,130	49,5

x) Consumul de metal s-a calculat în cazul procedeelor SP și Rotarc prin considerarea cantității de material ce se pierde în baură la o scurtare de 6 mm - sudare SP, respectiv 4 mm sudare Rotarc.

In tabelul 5.5 se prezintă consumurile de metal și energie la sudarea cu cele 4 procedee, respectiv economiile ce se realizează prin înlocuirea fiecărui procedeu de referință prin sudare Rotarc pentru cazul unui volum anual de 200000 suduri.

Tabelul 5.5.

Procedeu de sudare	Consum metal t	Economie metal t	Consum energie kWh	Economie energie kWh
SM	8,86	4,16	52.600	26.600
MAG	7,84	3,14	41.000	15.000
SP	7,04	2,36	36.000	10.000
Rotarc	4,70	-	26.000	-

In condițiile amintite, utilizarea sudării Rotarc permite obținerea unor economii anuale de metal de 4,16 t, respectiv a unei economii de 26.600 kWh față de sudarea manuală. Având în vedere faptul că pentru elaborarea celor 4,16 t de oțel sînt necesare 5000 kWh, echivalentul în energie al unei tone de

oțel fiind cca 1200 kWh, se poate considera că înlocuirea sudării manuale prin sudare cu arc rotitor conduce la o economie anuală efectivă de energie globală de 31.600 kWh.

In tabelul 5.6 sînt sintetizate consumurile de energie globală (energie electrică plus echivalentul în energie electrică al consumului de metal) pentru cele 4 procedee de sudare la un volum anual de 200.000 suduri, respectiv ponderea acestor consumuri raportată la consumul specific sudării cu arc rotitor.

Tabelul 5.6.

Procedeu de sudare	Consum de energie globală	
	kWh	%
SM	63.200	200
MAG	50.400	159
SP	44.400	140
Rotare	31.600	100

Se observă că aplicarea sudării cu arc rotitor realizează o economie substanțială de energie electrică globală față de fiecare dintre procedeele de sudare de referință.

In contextul conjuncturii energetice mondiale se justifică, astfel, și sub acest aspect, promovarea aplicării sudării cu arc rotitor.

La înlocuirea sudării SM sau MAG cu sudarea cu arc rotitor trebuie avută în vedere modificarea consistentă a raportului dintre timpul de bază și timpii auxiliari la sudare, datorită saltului de productivitate. Astfel, dacă la sudarea SM timpul unui ciclu de sudare fiind de cca 240 secunde, timpul auxiliar are o valoare de cca 100 secunde, la sudarea cu arc rotitor la un ciclu de 40 secunde, corespunde un timp auxiliar de 30 secunde. Pe perioada timpului auxiliar trebuie executate

operațiile de manipulare a pieselor (introducerea și scoaterea din mașină). În felul acesta, apare ca necesară mecanizarea operațiilor de manipulare în cazul sudării cu arc rotitor.

Aprecierile comparative ale eficienței economice efectuate sînt valabile pentru cazurile în care materialul de bază, precum și aplicația tehnică concretă permit utilizarea oricăruia din procedeele de sudare discutate.

În concluzie, aplicarea sudării cu arc rotitor la realizarea unor producții sudate de volum ridicat (peste 56.000 suduri/an pentru exemplul considerat) are motivația economică necesară, conducînd la reducerea consistentă a prețului de cost la sudare comparativ cu procedeele de sudare concurente (SM, MAG, SP). Se apreciază că sudarea cu arc rotitor este un procedeu de sudare interesant, în mod special, pentru construcțiile industriale (tubulatură încălzire) și construcțiile navale, domenii în care se sudează în mod curent cantități ridicate de țevi.

6. Concluzii

In lucrarea de doctorat se prezintă o sintetizare a informațiilor existente în literatură cu privire la influența câmpurilor magnetice asupra arcului electric la sudare, precum și rezultatele cercetărilor proprii efectuate asupra procedurii de sudare cu arc rotitor.

In continuare se prezintă concluziile acestor cercetări :

6.1. Din analiza procesului de sudare cu arc rotitor s-au definit parametri de sudare. Prin descompunerea procesului de sudare în 3 etape (prindere, încălzire, refulare) s-a studiat influența fiecărui parametru de sudare asupra acestuia. Intrucât nu toți parametrii de sudare au o acțiune semnificativă asupra sudurii s-au definit parametri de sudare principali, respectiv secundari. Ca parametri de sudare principali au fost considerați : curentul de sudare, timpul de încălzire, forța de refulare și natura gazului de protecție (în cazul utilizării acestuia).

6.2. Măsurătorile de inducție magnetică în întrefier efectuate pe diferite tipuri de sisteme de magnetizare au arătat că nu se poate realiza, în mod practic, un câmp magnetic uniform repartizat pe grosimea pieselor din material feromagnetic. La țevi cu grosimi de perete de până la 4 - 5 mm se poate utiliza magnetizarea longitudinală a țevilor cu ajutorul a 2 bobine identice conectate în opoziție. Pentru a reduce neuniformitatea câmpului magnetic, în acest caz, este necesară plasarea bobinelor la o distanță anumită, calculată, în lucrare, prin analogie cu cazul bobinelor Helmholtz.

La grosimi de țevi peste 4 - 5 mm neuniformitatea câmpului magnetic produs de bobinele de excitație deranjează, însă, rotația arcului și încălzirea uniformă a pieselor ce se

sudează. În acest caz, se propune o soluție originală de magnetizare transversală a țevilor, prin utilizarea unei bobine stea, plasate în dreptul arcului electric.

6.3. Caracteristica voltamperică a arcului rotitor depinde de intensitatea câmpului magnetic din întrefier. Astfel, curentul de sudare scade, iar tensiunea arcului crește proporțional cu intensitatea curentului de magnetizare, puterea arcului rămânând, practic, constantă.

6.4. Măsurătorile de viteză de rotație a arcului au confirmat existența a 4 faze în rotirea arcului între țevi din material feromagnetic. Pentru determinarea analitică a vitezei de rotație se indică utilizarea unei relații aproximative, stabilite în ^{condițiile} echilibrului dintre forța electromagnetică și forța de rezistență aerodinamică la deplasarea arcului, adaptată pentru sudarea cu arc rotitor.

6.5. Analizele chimice efectuate asupra unor țevi încălzite cu arc rotitor în condițiile utilizării unor protecții gazoase de Ar sau CO₂, au arătat o creștere a conținutului de azot pe secțiunea frontală a țevilor la încălzirea în aer, cu cea 200% față de încălzirea în CO₂, respectiv 250% față de încălzirea în Ar. În același timp, viteza de rotație a arcului și caracteristica sa depind semnificativ de natura gazului ales.

6.6. Lungimea arcului are o influență relativ redusă asupra fenomenelor de sudare, puterea arcului nevariind pentru o gamă largă de valori ale acesteia.

6.7. Pregătirea pieselor pentru sudare este necesar a se face prin debitare mecanică. În mod excepțional la sudarea oțelurilor carbon se admite prelucrarea prin tăiere cu oxigen cu condițiile asigurării unor clase de toleranțe 1 a abaterilor de planitate și a rizurilor (STAS 10564-76).

6.8. Forța de refulare determină, împreună cu câmpul termic, geometria îmbinării sudate. Pentru realizarea unor îmbinări de calitate a țevilor din oțel carbon se recomandă utilizarea unor presiuni de refulare mari ($\sim 100 \text{ N/mm}^2$), în condițiile unor regimuri de sudare dure. Sub acțiunea forței de refulare se produce o recristalizare a materialului care are ca efect finisarea structurii acestuia.

6.9. Viteza de refulare în domeniul 50 - 150 m/s, nu este un parametru semnificativ la sudarea țevilor din oțel carbon. Incercări de sudare realizate la viteze de refulare în domeniul 50 - 150 mm/s nu au scos în evidență diferențe semnificative de structură, duritate, rezistență mecanică funcție de viteza de refulare.

6.10. În lucrare s-a studiat câmpul termic la sudarea cu arc rotitor atât pentru cazul utilizării ipotezei unei surse termice repartizate liniar pe grosimea țevii, cât și pentru cazul ipotezei unei surse termice plane. Pentru ambele cazuri s-au stabilit relații de calcul ale câmpului termic și s-au definit criterii generale, independente de regimul de sudare și dimensiunile țevii. Prin calculul valorii criteriilor folosite (efectuat în lucrare pentru timpi de sudare 1 - 15 s și distanțe de la suprafața frontală a țevii 0 - 5 mm) se asigură determinarea rapidă a câmpului termic.

Determinările analitice efectuate în cazul sursei liniare au arătat că există o frecvență de rotație critică a arcului la depășirea căreia câmpul termic devine independent de frecvența de rotație a arcului. Ca atare, pentru frecvențe de rotație superioare frecvenței critice se poate aplica ipoteza sursei termice plane.

În același timp, întrucât în mod uzual regimurile de sudare presupun rotirea arcului cu frecvențe superioare frecvenței critice, rezultă că intensitatea câmpului magnetic, care controlează viteza de rotație, nu este un factor semnificativ

al procesului de încălzire cu arc rotitor. Această concluzie contrazice opinia existentă în literatură.

6.11. Studiul câmpului termic la sudare s-a făcut și prin utilizarea analogiei existente între câmpul termic și câmpul electric. Aplicarea acestei metode de modelare la cazul respectiv este o contribuție a autorului. În lucrare se prezintă un studiu analogic al câmpului termic pe un model electric pentru două cazuri particulare. În paralel, se prezintă rezultatele modelării electrice experimentale a câmpului termic. Aceste rezultate sînt în concordanță cu cele obținute prin măsurători directe de temperatură, respectiv prin calcul analitic direct, ceea ce validează metoda de modelare utilizată.

6.12. Prin utilizarea unor modele electrice s-a studiat influența lungimii pieselor asupra câmpului termic la sudare, precum și influența schimbului de căldură al pieselor cu mediul ambiant. În lucrare se definește o lungime critică a țevii la depășirea căreia câmpul termic devine independent de lungimea țevii.

6.13. Pentru a defini eficiența energetică a sudării cu arc rotitor s-au făcut determinări calorimetrice ale randamentului efectiv al procesului de sudare, respectiv determinări analitice ale randamentului termic. S-a confirmat, prin calcul statistic, ipoteza repartiției egale a căldurii la catod și anod. Randamentul efectiv al încălzirii depinde de curentul de sudare și timpul de încălzire, dependențe exprimate prin regresii statistice de gradul II.

6.14. Pentru determinarea regimurilor de sudare care să asigure un consum de energie cît mai redus s-a făcut o optimizare energetică a procesului de sudare. Regimul optim din punctul de vedere al consumului de energie presupune utilizarea unei durate de încălzire de 2 - 3 s. Sudarea în regimuri dure ($t < 5$ s) asigură reducerea substanțială a consumului de energie la sudare (70-80%) față de cazul sudării în regimuri moi ($t = 10 - 15$ s).

6.15. Pentru reducerea volumului de investigații experimentale necesare stabilirii tehnologiei de sudare, s-a făcut o optimizare tehnologică pe baza metodei gradientului. Optimizarea propriu-zisă este demarată la un regim de sudare orientativ, determinat în mod analitic prin utilizarea unei scheme de calcul originale.

6.16. Prin utilizarea unei magnetizări transversale a țevilor se extinde domeniul de aplicație a procedurii de sudare cu arc rotitor de la țevi cu grosime a peretelui de max. 4 mm la țevi cu perete relativ gros (7 mm). În acest domeniu, posibilitățile procedurii de sudare cu arc rotitor nu sînt epuizate.

6.17. Pentru a motiva economic aplicarea procedurii de sudare cu arc rotitor s-a efectuat, în lucrare, un calcul al prețului de cost al sudurii cu arc rotitor în comparație cu prețul de cost al sudurilor realizate prin sudare cu electrozi înveliți, sudare MAG și sudare prin presiune. Funcție de volumul de producție de piese sudate s-au definit procedeele de sudare eficiente din punct de vedere economic. În același timp, au fost determinate consumurile de metal și energie electrică pentru procedeele de sudare discutate, precum și consumurile de energie globală, determinate prin însumarea consumului de energie electrică și a echivalentului energetic al consumului de metal.

Contribuțiile originale ale autorului pot fi sintetizate în cele ce urmează :

a. Se prezintă o metodologie de studiu a procesului de sudare cu arc rotitor pe baza corelațiilor dintre parametrii de sudare. În urma studiului se definesc parametrii de sudare principali și secundari, funcție de efectul pe care îl au aceștia asupra calității sudurii.

b. Se propune un nou tip de magnetizare a țeștilor (transversală) care asigură lărgirea posibilităților de aplicare a procedeului de sudare cu arc rotitor la sudarea țeștilor de grosime mare.

c. Se definesc criteriile generale dimensionale de calcul al câmpului termic la sudare pentru cazul unei surse termice liniare, respectiv plane, care permit determinarea rapidă a câmpului termic indiferent de ^{geometria} materialului de bază, respectiv regimul de sudare utilizate.

d. Prin determinările analitice ale câmpului termic se definește o frecvență critică de rotație a arcului la depășirea căreia câmpul termic devine independent de frecvența de rotație a arcului.

e. Pe baza analogiei dintre câmpul electric și câmpul termic se studiază câmpul termic la sudare pe un model electric. Se elaborează relații de calcul a câmpului termic prin analogie, folosind două modeluri electrice și anume un lanț de cuadripoli, respectiv o linie electrică subterană. Pentru aceste cazuri, modelarea câmpului termic presupune rezolvarea circuitelor în situația alimentării lor cu un curent dat, spre deosebire de cazul tratat în electrotehnică când circuitele se alimentează cu o tensiune dată.

f. Prin determinările de câmp termic prin modelare electrică se face un studiu efectiv al influenței lungimii pieselor asupra câmpului termic, respectiv al schimbului de căldură al piesei cu mediul ambiant.

g. Prin determinarea energiei consumate la sudare se efectuează o optimizare energetică a procesului de sudare.

h. Se prezintă o metodologie de optimizare tehnologică a procesului de sudare bazată pe utilizarea unei scheme de calcul analitic al unui regim de sudare urmată de o optimizare experimentală prin metoda gradientului.

In concluzia lucrării de doctorat, se consideră că procedeul de sudare cu arc rotitor este interesant pentru cazul îmbinărilor cap la cap, țeavă-țeavă, asigurând calitatea corespunzătoare îmbinărilor sudate, în condiții de eficiență economică superioară față de procedeele de sudare convenționale.

Autorul apreciază că, în prezent, sudarea cu arc rotitor poate fi aplicată industrial la sudarea țevilor din oțel carbon cu diametru pînă la 100 (150) mm și grosime a peretelui pînă la 7 mm. La țevi de diametru mai mare, pentru asigurarea uniformității procesului de încălzire sînt necesare viteze de rotație ridicate (corespunzătoare frecvenței critice definite în lucrare) care conduc la o instabilitate a procesului de sudare.

Pentru lărgirea domeniului de aplicare al procedeu-
lui de sudare cu arc rotitor, autorul apreciază ca necesară rezolvarea următoarelor probleme :

- studierea comportării la sudare cu arc rotitor a oțelurilor slab aliate, a oțelurilor aliate și a aliajelor de aluminiu,

- studierea posibilității practice de sudare a țevilor cu profil diferit de profilul circular (țevi patrute),

- determinarea raportului optim dintre energia calorică și cea mecanică, respectiv a energiei totale minime necesare pentru sudare,

- stabilizarea procesului de rotație al arcului la viteze ridicate prin activarea suprafețelor frontale cu ajutorul unor substanțe utilizate la sudarea cu arcul electric (compuși de Li, K, Na, Al, Ca, B, etc.), în vederea extinderii domeniului de aplicare al sudării cu arc rotitor la îmbinarea țevilor cu diametre mari.

Bibliografie

1. BADARAU, E. - Fizica descărcărilor în gaze, Editura Academiei, București, 1957.
2. SALAGEAN, T. - Fenomene termice și metalurgice la sudarea cu arc electric, Editura Academiei, București, 1963.
3. WELZ, W. Die physikalisch-chemischen Reaktionen im Lichtbogenbereich, Seminar "Schweissen der Feinkornbaustähle" München, 1973.
4. GUILLE, A.E. - Studies of short electric arcs in transverse magnetic fields with application to arc welding, Doc.IIW 345-70.
5. SCOTT, E.K. - Methods of Suppressing arcs in switches, fuses. - Electrician, Bd.44, 1899/1900, p.218-221.
6. FINKELNBURG, W. - Der Hochstromkohlebogen, Tech.Physik der Einzeldarstellungen, Bd.6, p.140, Springer-Verlag, Berlin, 1948.
7. ERDMANN-JESNITZER, F. și PEUSTEL, E. - Einfluss von Zusatzmagnetfeldern auf Elektroschweissverfahren, DVS - Fachbuchreihe 46, 1966.
8. JAYARYAN, T.N. și JACKSON, C.E. Magnetic control of GTA welding process, Welding Journal, 1972, 8, p.377-385s.
9. ERDMANN-JESNITZER, F. și PEUSTEL, E. Grundlagen des Magnetimpulsschweissens, Schweissen und Schneiden, 1967, 1, p.2-8.
10. SHAJENKO, P. Effect of magnetic field on transfer characteristics of particles in an electric arc, Welding Journal, 1960, 2, p.83s-88s.
11. BADER, H.B. - Beeinflussung der Metall-Schutzgasschweissung durch Magnetfelder, Dissertation, T.H.Hannover, 1973.

12. DREWS, P. și PUSCHNER, P. Magnetic control of arc position, Doc.IIW-212-266-73.
13. HICKEN, G.K. și JACKSON, C.E. - The effects of applied magnetic fields on welding arcs, Welding Journal, 1966, 11, p.515s-524s.
14. CERNOV, A.V. - Sudarea automată sub strat de flux cu influență magnetică, Svarocinoe Proizvodstvo, 1972, 5, p.8-10 (lb.rusă).
15. KAMENAROV, G. Der Einfluss magnetischer Felder auf die Kerbschlagzähigkeit des ES-Schweißgutes, ZIS-Mitteilungen, 1968, 6, p.665-675.
16. BAKARDSHIEV, W. Einfluss eines axialen Magnetfeldes auf den Plasmalichtbogen, Schweißtechnik, 1973, 6, p.252-254.
17. REEDER, A.T. - The effects of a transverse magnetic field on the welding arcs, Philips Welding Reporter, 1971, 1, p.13-20.
18. STOLT, H. - Die Rotation des elektrischen Lichtbogens beim Atmosphärendruck, Annalen der Physik, IV, Folge, 74, 1924, p.80-124.
19. KOCLANOVSKII, H. FEDEV, E.S. KATLER, S.Y. Sudarea cu arc electric rotit în câmp magnetic, Svarocinoe Proizvodstvo 1959, 8, p.1-4 (lb.rusă).
20. GUNTHER, H. Magnetgürtelverfahren - mechanisierte Mehrlichtbogen-technik zum Schweißen von Grossrohren, Schweißen und Schneiden, 1968, 2, p.83-84.
21. ITO, T. - Magnetic controlled arc welding process with coated electrodes, Doc.IIW-II-457-68.
22. HESSE D. - Über den Einfluss des Laufschienefeldes auf die Ausbildung und Bewegung von Lichtbogenansatzpunkten, Archiv für Elektrotechnik, Bd.45, 1960, 3, p.188-208.
23. KIDINGER, A și RIEDER, W. Das Verhalten der Lichtbögen im transversalen Magnetfeld, Archiv für Elektrotechnik, Bd.43, 1957, 2, p.94-114.

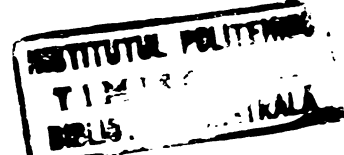
24. ROBSON, A.E. și ENGEL, A. - Motion of short arc in a magnetic field, Physical Review, vol.104. 1956, 1, p.15-16.
25. LEWIS, T.J. și SECKER, P.E. - Influence of cathode surface on arc velocity, Journal of Applied Physics, vol. 32, 1961, 1, p.54-65.
26. GUILLE, A.E. - The movement of short arc with reference to arc welding problems, British Welding Journal, June 1966, p.357-365.
27. GUILLE, A.E. SECKER, P.E. Arc cathode movement in a magnetic field, Journal of Applied Physics, vol.29, 1958, p.1662-1667.
28. GOENENE, I. Lichtbogenwanderung an runden Stäben, Elektrotechnische Zeitschrift, - A, Bd.81, 1960, 4, p.132-139.
29. ANGELOPOULOS, M. Über magnetisch schnell fortbewegte Gleichstromlichtbögen, Elektrotechnische Zeitschrift, A, Bd.79, 1958, 16, p.572-576.
30. HESSE, D. Über den Einfluss des Laufschiennenmaterials auf die Wanderungsgeschwindigkeit von Lichtbögen, Archiv für Elektrotechnik, Bd.46, 1961, p.149-172.
31. BACHEBIS, I.A. și VARLAMOV, I.V. Mișcarea unui arc într-un câmp magnetic, Avtomaticeskaia Svarka, 1966, 4, p.41-45 (lb.rusă).
32. SERDYNK, G.D. Rotația unui arc comandat magnetic între electrozi concentrici, Svarocinoe Proizvodstvo, 1965, 10, p.9-12 (lb.rusă).
33. TARAN, V.D. și GAGEN, M.G. - Despre viteza de mișcare a arcului de sudare în câmp magnetic, Svarocinoe Proizvodstvo 1967, 6, p.7-9 (lb.rusă).
34. CENTEA, O. SALAGEAN, T. PATRASCOI, I. NEGOITESCU, S. Contribuții la studiul sudării cu arc rotitor, A IV-a Conferință de sudură, Timișoara, 1962.
35. WELZ, W. Schutzgasschweißung mit unlaufendem Lichtbogen SLV Mitteilung Nr.40, München, 1972.

36. SALAGEAN, T. Oțeluri pentru structuri sudate, Editura Facla, Timișoara, 1975.
37. GANOVSKI, F.J. The magnetic arc welding process, Welding and Metal Fabrication, 1974, 6, p.204-213.
38. GANOVSKI, F.J. Pressschweissen mit magnetisch bewegtem Lichtbogen, Schweißen und Schneiden, 1974, 7, p.251-253.
39. WELZ, W. Schweißen mit magnetisch bewegtem Lichtbogen, SLV Mitteilung, nr.49, 1975.
40. BRIESE, K. HANKEL, P. Schweißen mit umlaufendem Lichtbogen Schweißtechnik, 1969, 1, p.1-5.
41. MECHEV, V.S. DUDKO, D.A. Aparat pentru sudarea cu un arc rotitor în câmp magnetic, Avtomaticheskaja Svarka, 1966, 10, p.39-43 (lb.rusă).
42. MECHEV, V.S. DUDKO, D.A. Sudarea cu un arc rotitor în câmp magnetic, Avtomaticheskaja Svarka, 1967, 1, p.59-62 (lb.rusă).
43. WENDLER, H.D. HINNEBERY, D. Dünnblechschweißung mit dem rotierendem Lichtbogen, Schweißtechnik, 1970, 11, p.481-484.
44. PENNING, E. MBL - Schweißen von Rohr-Flanschverbindungen, ZIS-Mitteilungen, 1973, 10, p.1139-1143.
45. GERLACH, M. PEURSANGER, R. Schweißen von dünnwandigen Rohren mit dem MBL-H Verfahren, ZIS - Mitteilungen, 1973, 10, p.1127-1133.
46. GRUTHE, W. HESSE, D. Werkstattgerät ZIS 786, ZIS - Mitteilungen, 1973, 11, p.1226-1231.
47. BURMAISTER, J. GRUDKE, W. Schweißen mit magnetisch bewegtem Lichtbogen, ZIS - Mitteilungen, 1972, 3, p.337-347.
48. GRUDKE, W. MBL - Werkstattgerät im Industrieinsatz, ZIS - Mitteilungen, 1974, 9, p.1164-1169.
49. GERLACH, M. Nahtformen beim MBL-H Verfahren, ZIS - Mitteilungen, 1974, 10, p.1205-1210.

50. GERLACH, M. MBL-H Verfahren, ZIS - Mitteilungen, 1972, 10, p.1193-1199.
51. GERLACH, M. POSSELT, J. MBL-H Schweissanlagen, ZIS - Mitteilungen. 1974, 10, p.1213-1217.
52. FREIBOTT, H.G. Rohrschweissen mit magnetisch bewegtem Lichtbogen, Ingenieurbeleg, T.H. München, 1969.
53. BURMEISTER, J. Einsatz des MBL-Schweissens in der Fertigung, Schweisstechnik, 1975, 1, p.9.
54. GAGEN, I.G. POSSELT, J. Lichtbogenbewegung des magnetisch bewegten Lichtbogens zwischen Rohr und Flächenelektrode in verschiedenen Gasmedien, Schweisstechnik, 1975, 5, p.202-204.
55. PENNING, E. MBL-Schweissen von Rohr-Flansch-Verbindungen, Schweisstechnik, 1975, 4, p.156-160.
56. SCHLEBECK, E. Rationalisierungsmöglichkeiten für Rohr-Flansch-Verbindungen, ZIS-Mitteilungen, 1975, 10, p.1093-1104.
57. KROHN, H. MBL-Pressschweissen von Rohr-Platte-Verbindungen, ZIS-Mitteilungen, 1975, 10, p.1105-1109.
58. GERLACH, M. Rohreinschweissen mit dem MBL-H Verfahren, ZIS-Mitteilungen, 1975, 10, p.1123-1127.
59. GERLACH, M. MBL - Schweissgerät ZIS 912, ZIS - Mitteilungen 1975, 10, p.1128-1131.
60. BURMEISTER, J. SACHSE, W. Schweissen mit magnetisch bewegtem Lichtbogen, ein modernes Fügeverfahren, ZIS - Mitteilungen, 1976, 10, p.986-993.
61. GERLACH, M. WOTZEL, S. Erfahrungen beim Einsatz des MBL-H Verfahrens, ZIS-Mitteilungen, 1976, 10, p. 999-1003.
62. KROHN, W. BAKHR, W. Automatisches Schweissen von Rohrbögen und-reduzierungen, ZIS-Mitteilungen, 1976, 10, p.982-985.
63. GERLACH, M. Schweissen von Kugelbehältern mit dem MBL-H Verfahren, Schweisstechnik, 1977, 1, p.24-26.

64. SALAGEAN, T. Statistica în sudură, Buletin de informare, ODPT, nr.3, 1973.
65. LANGNER, W. PENNING, E. Haupteinflussfaktoren beim Abbrennstumpfschweissen, ZIS-Mitteilungen, 1971, 10, p.1444-1452.
66. PENNING, E. LANGNER, W. Rechnerische Erfassung von Einflussgrößen für das Abbrennstumpfschweissen, ZIS - Mitteilungen, 1971, 10, p.1438-1443.
67. MIKLOSI, C. și - Sudarea metalelor, Editura tehnică, București, 1965.
68. SIMONYI, K. Electrotehnică teoretică, Editura tehnică, București, 1974.
69. GERLACH, M. LICHTNER, S. Einfluss der Magnetisierungsfeldstärke beim MBL-H Verfahren, ZIS-Mitteilungen, 1973, 10, p.1124-1133.
70. BURMEISTER, J. MULLER, W. Wechselwirkung zwischen Lichtbogen und Magnetfeld, ZIS-Mitteilungen, 1974, 6, p.787-794.
71. TARAN, V.D. GAGEN, I.G. Studiul mișcării arcului în câmp magnetic, Avtomatizatskaja Svarka, 1966, 10, p.10-14 (lb.rusă).
72. GELEJI, A. Bildsame Formung der Metalle in Rechnung und Versuch, Akademie Verlag, Berlin, 1960.
73. DRAGAN, I. Tehnologia deformărilor plastice, Editura didactică și pedagogică, București, 1976.
74. BOARNA, C. ANTONESCU, V. DOBOSAN, V. STOIANOVICI, P. Sudarea prin presiune, Editura tehnică, București, 1969.
75. BOARNA, C. Cercetări privind influența deformației plastice asupra calității sudurilor realizate prin presiune în capete, Tesă de doctorat, I.P.Timișoara, 1970.
76. RIKALIN, N.N. Berechnung der Wärmevergänge beim Schweißen VEB Verlag Technik, 1957.

77. SALAGEAN, T. Calculul câmpului termic la sudare, A III-a Conferință de sudură și încercări de materiale, Timișoara, 1959.
78. SALAGEAN, T. Nomograme pentru calculul câmpului termic la sudarea prin topire, Academia RSR, Baza Timișoara, Studii și cercetări, Tom VI 1959, p.161-183.
79. TARAN, V.D. GAGEN, I.G. Incălzirea marginilor țevilor din oțel la sudarea cap la cap, Svarocinoc Proizvodstvo, 1966, 6, p.11-14 (lb.rusă).
80. TARAN, V.D. GAGEN, I.G. Eficiența energetică a sudării cu arc prin presiune a țevilor din oțel, Svarocinoc Proizvodstvo, 1967, 8, p.13-15 (lb.rusă).
81. BURNMEISTER, J. FORSTER, K. Erwärmungsvorgänge beim MBL-Schweißen, ZIS-Mitteilungen, 1974, 10, p.1199-1255.
82. LIFSCHITZ, V.S. ș.a. Variația câmpului termic în procesul de refulare la sudarea cap la cap prin topire continuă, Avtomaticheskaja Svarka, 1976, 11.
83. STEINHILGER, W. Ermittlung des Temperaturverlaufs in Reibungsbremsen- und kupplungen mit Hilfe eines Analogieverfahrens, ATZ, 1966, 8, p.228-238.
84. DEHELEAN, D. Ermittlung des Temperaturverlaufs beim MBL-Schweißen durch elektrischer Analogie, Schweisstechnik (RDG), 1977, 9, p.402-405.
85. DEHELEAN, D. Le modèle électrique du champ thermique au soudage, Congresul mondial de electrotehnică. Moscova, 1977.
86. ANGOT, A. Complemente de matematici pentru ingineri, Editura tehnică, București, 1965.
87. KONTOROVICI, M.I. Calculul operațional și fenomenele tranzitorii în circuitele electrice, Editura Energetică de stat, București, 1955.
88. DOETSCH, G. Handbuch der Laplace - Transformation, Berlin, 1953.



89. DEHELEAN, D. Considerații asupra proceselor energetice la sudarea cu arc rotitor, Sesiune de comunicări ISIM Timișoara 1977.
90. AGUILAR, R.J. Systems analysis and design in engineering, architecture, construction and planning, Prentice-Hall, 1973.
91. ZAKRADNIK, R. Theory and techniques of optimization for practicing engineers, Barne & Nobles, New-York, 1971.
92. DEHELEAN, D. Metode de optimizare în sudură, Referat ISIM Timișoara, 1976.
93. CENTEA, O. Fenomene electrotermice la fabricarea prin sudare pe generatoare a țevilor. Teză de doctorat, I.P.Timișoara 1963.
94. DEHELEAN, D. Technologische Optimierung beim MBL-Schweissen Seminar TH Karl-Marx Stadt, 1978.
95. WINTERSTEIN, H. Metallurgische Vorgänge beim MBL-Schweissen, ZIS-Mitteilungen, 1975, 10, p.1118-1122.
96. POETSCHUKAT, C. Gefügeausbildung bei MBL-Schweisverbindungen ZIS-Mitteilungen, 10, 1975.
97. MILKE, G. Prüfung für das Schweissen mit magnetisch bewegtem Lichtbogen, ZIS-Mitteilungen, 1973, 11, p.1324-1326.
98. HEINSOHN, K. Ultraschallprüfung MBL-geschweisster Rundnhte, ZIS-Mitteilungen, 1973, 10, p.1196-1204.
99. KOCH, F. RETZLAPP, F. Einsatz metallografischer Verfahren zur Gütesicherung bei der Herstellung geschweisster Stahlrohre, Praktische Metallographie, 1974, 2, p.61-76.
100. KROHN, H. MBL-Schweissen von Hohlprofilen, Schweißtechnik, 1977, 1, p.26-29.
101. KROHN, H. GURK, B. MBL-Schweissen von Cr-Ni-Rohren, ZIS - Mitteilungen, 1974, 6, p.776-782.
102. GERLACH, M. GRUDKE, W. Schweissen hochlegierter Stähle mit dem MBL-H Verfahren, ZIS-Mitteilungen, 1974, 6, p.783-786.

103. HERDEN, G. Ökonomie beim Widerstandsschweißen, Schweißtechnik, 1972, 8, p.341-345.
104. HEY, K. SCHILLING, D. Variantenvergleich in der Schweißtechnik, ZIS-Mitteilungen, 1968, 8, p.1166-1177.
105. DEHELEAN, D. Optimizarea alegerii procedeelor de sudare, Construcția de mașini, 1975, 11.
106. SCHLEBECK, E. PENNING, E. Materialökonomie durch MBL - Schweißen, ZIS-Mitteilungen, 1976, 10, p.973-981.
107. SEIDEL, J. Wirtschaftlichkeit bei Anwendung des Plasma-, MBL-, und EG Schweißens Schweißtechnik, 1975, 10, p.434-436.
108. WINTERSTEIN, H. LANGNER, W. Möglichkeit der Qualitätsbeurteilung und-überwachung beim Abbennstumpfschweißen, ZIS-Mitteilungen, 1971, 10, p.1453-1465.
109. PENNING, E. Ökonomie des MBL- Schweißens, ZIS Mitteilungen, 1974, 10, 1205-1210.
110. GAGEN, I.G. KISTEREV, V.A. Schweißen von Vollquerschnitten mit dem MBL-Verfahren, ZIS-Mitteilungen, 1975, 5, p.478-487.
111. FISCHER, M. ș.a - Echipament de sudare cu arc rotitor, Rotarc-1, Memoriu ISIM, 1976.
112. SCHAFER, G. ș.a. Handbuch Reibschweißen, VEB Getriebe und Kupplungen, T.H. Karl Marx-Stadt, 1976.
113. ELTER, C. Konstruktive Beurteilung und Festigkeitsprüfung von Rohrleitungen, TU München, 1977, 3, p.95-101.
114. KUCIUK-JATENKO, S.I. LEBEDEV, V.K. Kontaknaia stikovaia svarka neprerivnim oplavleniem, Naukova Dumka, Kiev, 1976.
115. SCHLEBECK, E. BURWEISTER, J. Verfahrens freigabe für die MBL-Pressschweißung, Schweißtechnische Information, ZIS Halle, M 580-75.
116. WINTERSTEIN, H. Richtlinie für Festigkeitsprüfungen an Pressstumpfschweißungen, Schweißtechnische Information, ZIS Halle, M 621-76.

117. SCHLEBENK, E. MATPHIAS, W. Sudarea cu arc rotitor în câmp magnetic, procedeu eficient pentru sudarea țevilor (lb.rusă) - Congresul mondial de electrotehnică, Moscova, 1977.
118. SCHLEHASE, H. GRUTNE, W. Stabilisierung des MBL-Schweißprozesses, Schweißtechnik, 1977, 12, p.555-557.
119. BURMEISTER, J. Stromprogramm für das Schweißen mit magnetisch bewegtem Lichtbogen, ZIS-Mitteilungen, 1977, 10, p.1193-1200.
120. RELAE, D. MBL-Schweißen - ein erfolgreiches Rationalisierungsmittel zur Intensivierung der Schweißtechnik in Berliner Wohnbau, ZIS-Mitteilungen, 1977, 10, p.1180-1185.