

**OPTIMIZAREA PROCESULUI
DE SUDOBRAZARE MIG/MAG-CMT
A ÎMBINĂRILOR DISIMILARE
DIN TABLE SUBȚIRI**

Teză destinată obținerii
titlului științific de doctor inginer
la
Universitatea "Politehnica" din Timișoara
în domeniul INGINERIE INDUSTRIALĂ
de către

Ing. Elena Stela Muncuț

Conducător științific: prof.univ.dr.ing. Dorin Dehelean

Referenți științifici: Prof.univ.dr. Radu Iovănaș
Prof. dr. ing. Gheorghe Solomon
Prof. dr. ing. Livius Miloș

Ziua susținerii tezei: 15.01.2013

Seriile Teze de doctorat ale UPT sunt:

- | | |
|------------------------|---|
| 1. Automatică | 7. Inginerie Electronică și Telecomunicații |
| 2. Chimie | 8. Inginerie Industrială |
| 3. Energetică | 9. Inginerie Mecanică |
| 4. Ingineria Chimică | 10. Știința Calculatoarelor |
| 5. Inginerie Civilă | 11. Știința și Ingineria Materialelor |
| 6. Inginerie Electrică | |

Universitatea „Politehnica” din Timișoara a inițiat seriile de mai sus în scopul diseminării expertizei, cunoștințelor și rezultatelor cercetărilor întreprinse în cadrul școlii doctorale a universității. Seriile conțin, potrivit H.B.Ex.S Nr. 14 / 14.07.2006, tezele de doctorat susținute în universitate începând cu 1 octombrie 2006.

Copyright © Editura Politehnica – Timișoara, 2006

Această publicație este supusă prevederilor legii dreptului de autor. Multiplicarea acestei publicații, în mod integral sau în parte, traducerea, tipărirea, reutilizarea ilustrațiilor, expunerea, radiodifuzarea, reproducerea pe microfilme sau în orice altă formă este permisă numai cu respectarea prevederilor Legii române a dreptului de autor în vigoare și permisiunea pentru utilizare obținută în scris din partea Universității „Politehnica” din Timișoara. Toate încălcările acestor drepturi vor fi penalizate potrivit Legii române a drepturilor de autor.

România, 300159 Timișoara, Bd. Republicii 9,
tel. 0256 403823, fax. 0256 403221
e-mail: editura@edipol.upt.ro

Cuvânt înainte

Teza de doctorat a fost elaborată pe parcursul activității mele la Institutul național de cercetare dezvoltare în sudură și încercări de materiale ISIM Timișoara, în cadrul proiectului nucleu PN-09-16010 „Cercetarea procesului de sudobrazare cu arcul electric în mediul de gaz protector. Adaptarea unei instalații pentru sudobrazare”.

Mulțumiri deosebite se cuvin conducătorului de doctorat prof.dr.ing.Dorin Dehelean.

Timișoara, ianuarie 2013

Muncuț Elena Stela

Mulțumesc celor dragi care au fost alături de bine

Muncuț, Elena Stela

OPTIMIZAREA PROCESULUI DE SUDOBRAZARE MIG/MAG-CMT A ÎMBINĂRILOR DISIMILARE DIN TABLE SUBȚIRI

ISSN:1842-8967

ISBN:978-606-554-587-8

Teze de doctorat ale UPT, Seria 8, Nr. 49, Editura Politehnica, 2013, 171 pagini, 65 figuri, 62 tabele.

Cuvinte cheie:CMT, sudobrazare, tablă zincată, aluminiu, cupru, optimizare și modelare, strat intermediar format din compuși intermetalici.

Rezumat: Lucrare de față tratează unele aspecte experimentale ale optimizării statistice a procesului de sudobrazare a tablelor cu grosimea sub 1,5mm. 1. Studiul teoretic privind procedeele de sudare cu energie liniară în domeniul care cuprinde, 2. Studiul a continuat cu stadiul actual al asamblării tablelor subțiri, studiul care s-a axat cu precădere pe studiul îmbinării tablelor zincate, tablelor zincate cu aluminiu și studiul îmbinărilor disimilare cupru-aluminiu, 3. Optimizare a sudobrazării tablelor zincate cu grosime de 0,7; 0,8; 1,00 și 1,5 mm.

Cuprins

Introducere.....	6
1 Procedee de sudare MIG/MAG cu energie liniară mică	8
1.1 Sudarea MIG/MAG.....	8
1.2 Modul de transfer la sudarea MIG/MAG.....	9
1.3 Transferul prin scurtcircuit.....	11
1.4 Transferul CMT (Cold Metal Transfer)	13
1.5 Transferul prin tensiune superficială.....	15
1.6 Transferul cu arc rece (ColdArc)	17
1.7 Transferul FastROOT.....	18
2 Probleme specifice la sudarea tabelor zincate, respectiv la realizarea îmbinărilor eterogene de tip aluminiu – tablă zincată și aluminiu - cupru ...	20
2.1 Generalități privind tablele zincate.....	20
2.2 Probleme la îmbinarea tabelor zincate	20
2.3 Sudobrazarea tabelor zincate	22
2.4 Procedee de sudobrazare aplicabile pentru îmbinarea tabelor galvanizate.....	26
2.5 Probleme generale la îmbinarea tabelor zincate cu aluminiu.....	28
2.6 Probleme generale la îmbinarea cuprului cu aluminiul	28
2.7 Sudobrazarea cuprului cu aluminiu	30
2.8 Verificarea posibilității de utilizare a procedurii CMT pentru realizarea unor îmbinări eterogene.....	31
3 Obiectivele tezei de doctorat și echipamentele utilizate.....	36
3.1 Obiectivele tezei de doctorat.....	36
3.2 Echipamentul utilizat pentru cercetarea experimentală	37
4 Sudobrazarea tabelor zincate.....	42
4.1 Programul de cercetare.....	42
4.2 Materiale utilizate.....	42
4.3 Cercetarea influenței stratului de acoperire al materialului de bază asupra procesului de umectare în timpul sudobrazării	43
4.4 Optimizarea procesului de sudobrazare	44
4.5 Modelarea temperaturii și deformațiilor la sudobrazarea CMT a tabelor zincate	57
4.6 Dependența dintre energia liniară și lățimea stratului intermediar format din compuși intermetalici.....	61
5 Sudobrazarea tabelor subtiri din oțel zincat cu aluminiu	66
5.1 Programul experimental de sudobrazare.....	66
5.2 Determinarea dependenței dintre energia liniară și grosimea stratului de difuzie a zincului.....	76
6 Sudobrazarea cuprului cu aluminul.....	78
6.1 Determinarea variației coeficientului de emisivitate a cuprului cu temperatura	78
6.2 Sudobrazarea cupru - aluminiu fără strat intermediar	82
6.3 Sudobrazarea cupru – aluminiu cu strat intermediar de nichel	86
6.4 Dependența dintre grosimea stratului intermediar format din compuși intermetalici și rezistența la rupere a îmbinării	96
7 Concluzii, contribuții personale, direcții viitoare de cercetare	98
7.1 Concluzii.....	98
7.2 Contribuții personale	100
7.3 Direcții viitoare de cercetare	101
Bibliografie.....	102

Introducere

În perioada actuală în fabricația de structuri sudate apar din ce în ce mai frecvent aplicații care presupun îmbinarea unor elemente de grosime redusă realizate de multe ori din materiale diferite, cu incompatibilitate metalurgică.

Pentru rezolvarea problemelor de sudare a acestor structuri sunt necesare procedee de îmbinare care conduc la o încălzire redusă a materialelor asigurând însă o productivitate ridicată.

Dintre direcțiile actuale de cercetare pe plan mondial în acest domeniu se remarcă dezvoltarea unor procedee de sudare în mediu de gaz protector MAG cu transfer controlat de material în regim de scurtcircuit, unul dintre aceste procedee noi fiind sudarea MAG cu transfer de metal rece (MAG CMT). În același timp, pe plan mondial se acordă o atenție din ce în ce mai mare procedeele de sudobrazare care reprezintă practic o combinație între un proces de sudare și unul de lipire și permite soluționarea unor probleme dificile specifice realizării îmbinărilor eterogene.

Teza de doctorat abordează o tematică cantonată în acest cadru propunându-și optimizarea unui proces de sudobrazare bazat pe procedeul de sudare MAG cu transfer de metal rece (MAG CMT) aplicat la îmbinarea unor table subțiri din oțeluri zincate, respectiv la realizarea unor îmbinări eterogene între tabla zincată și aluminiu, respectiv cupru și aluminiu.

Partea experimentală a lucrării s-a realizat la Institutul național de cercetare dezvoltare în sudură și încercări de materiale ISIM Timișoara, parțial în cadrul proiectului nucleu PN-09-16010 „Cercetarea procesului de sudobrazare cu arcul electric în mediul de gaz protector. Adaptarea unei instalații pentru sudobrazare”.

Teza de doctorat este structurată în 7 capitole:

În **Capitolul 1** „Procedee de sudare MIG/MAG cu energie liniară mică” sunt prezentate procedeul de sudare MIG/MAG, moduri de transfer la sudarea MIG/MAG, precum și noi procedee de sudare derivate din procedeul de sudare MAG în condițiile transferului prin scurtcircuit (CMT, STT și ColdArc).

Capitolul 2 „Probleme specifice la sudarea tablelor zincate, respectiv la realizarea îmbinărilor eterogene de tip aluminiu – tablă zincată și aluminiu – cupru” tratează problemele principale care apar la îmbinarea prin sudare a tablelor zincate subțiri, procedeele de sudare, respectiv sudobrazare aplicabile pentru aceste materiale. Sunt discutate, de asemenea, prin raportare la literatura de specialitate, aspectele metalurgice specifice realizării îmbinărilor eterogene între tabla zincată și aluminiu, respectiv cupru și aluminiu.

În **capitolul 3** sunt prezentate „**Obiectivele tezei**” formulate prin luarea în considerare a tendințelor actuale din domeniu, respectiv baza materială utilizată pentru experimentările de sudobrazare, încercare, inclusiv de prelucrare a rezultatelor.

În **capitolul 4** „**Sudobrazarea tablelor zincate**” este prezentat un program experimental care vizează optimizarea procesului de sudobrazare a tablelor zincate prin parcurgerea următoarelor etape: cercetarea influenței stratului de acoperire a materialului de bază asupra procesului de umectare în timpul sudobrazării; optimizarea efectivă a procesului de sudobrazare și modelarea sa în programul MATLAB cu maximizarea funcției obiectiv (grosimea stratului de zinc), determinarea câmpului termic și a mărimii deformațiilor produse prin sudobrazare,

respectiv cercetarea stratului intermediar format din compuși intermetalici la îmbinările tablelor zincate.

Capitolul 5 „Sudobrazarea tablelor subțiri din oțel zincat cu aluminiu” analizează influența realizării procesului de sudobrazare în impulsuri comparativ cu cazul utilizării unui curent constant la realizarea îmbinărilor eterogene între oțelul zincat și aluminiu. Este determinată dependența dintre energia liniară și grosimea stratului de difuzie a zincului în aluminiu și sunt analizate structurile formate în îmbinare în zona de trecere spre aluminiu, respectiv tabla zincată.

Capitolul 6 „Sudobrazarea cuprului cu aluminiu” cuprinde o cercetare experimentală în vederea optimizării procesului de îmbinare prin sudobrazare a cuprului cu aluminiu. Sunt analizate efectele metalurgice ale utilizării unui strat tampon din nichel și este investigată influența energiei liniare asupra rezistenței la rupere a îmbinării și a grosimii stratului intermetalic. Este determinată, totodată, dependența coeficientului de termoemisivitate a cuprului cu temperatura, necesară la analiza ciclului termic specific procesului de îmbinare.

În **capitolul 7** „**Concluzii generale, contribuții personale și modalități de valorificare a rezultatelor**” sunt prezentate concluziile finale și contribuțiile aduse de autor în urma activității desfășurate în cadrul acestei teze.

Lucrarea se încheie cu o bibliografie ce cuprinde 104 referințe grupate în ordinea citării, respectiv cu o anexă în care sunt explicitate calculele statistice efectuate.

În final doresc să-i aduc mulțumiri distinsului profesor dr. ing. Dorin Dehelean pentru îndrumarea profesională și de înaltă competență științifică acordată, pentru ajutorul acordat, pentru aprecierile și căldura sufletească, primite pe parcursul stadiului doctoral, fără de care nu aș fi început și finalizat teza.

Alese mulțumiri, adresez membrilor Comisiei de doctorat, domnului președinte, prof. dr. ing. **Dumitru ȚUCU**, reprezentantul Scolii doctorale din Universitatea Politehnica Timișoara, domnilor prof. dr. ing. **Livius MILOȘ**, Universitatea POLITEHNICA Timișoara, prof. dr. ing. **Radu IOVĂNAȘ**, Universitatea “Transilvania” Brașov și prof. dr. ing. **Gheorghe SOLOMON**, Universitatea POLITEHNICA București.

Alese mulțumiri, adresez membrilor Comisiei de îndrumare din stagiul de doctorat formată din: **conf. dr. ing. Mihaela Popescu, prof. dr. Ing. Victor Budău, prof. dr.ing. Traian Fleșeru** de la Universitatea Politehnica Timișoara.

În mod deosebit, doresc să aduc mulțumiri colectivului din ISIM cu care am colaborat și cu care am învățat: ing. EWE. Sorin Drăgoi, ing. Lucian Drăguț, dr. ing. Cristian Toma, dr. ing. Radu Roșu, dr. ing. Victor Verbițchi și sudor Mircea Grecu.

Aduc călduroase mulțumiri colegilor mei de la Universitatea „Aurel Vlaicu” din Arad care au fost întotdeauna alături de mine în domeniul specific de competență: prof. dr.ing. Tusz Francisc, conf. dr. ing. Sima Gheorghe, prof. dr. ing. Doina Mortoiu, prof. dr. ing. Copaci Ion și sl. ing. Gheorghe Huțiu.

În final mulțumesc familiei mele pentru atașamentul, susținerea, înțelegerea și ajutorul acordat neîncetat.

Ing. Elena Stela Muncuț

1 Procedee de sudare MIG/MAG cu energie liniară mică

1.1 Sudarea MIG/MAG

Sudarea MIG/MAG este un procedeu de sudare prin topire cu arcul electric în mediu de gaz protector cu electrod fuzibil.[1].

La acest procedeu arcul electric arde între sârma electrod și materialul de bază, produce topirea acestora formând baia de metal topit. Baia topită și arcul electric sunt protejate cu ajutorul gazului de protecție adus în zona arcului prin duza de gaz. Sârma electrod este introdusă în arcul electric prin tubul de ghidare, cu viteză de avans constantă, de către sistemul de avans. Alimentarea arcului se face prin duza de contact de la sursa de curent continuu. Tubul de ghidare, cablul de alimentare cu curent și furtunul de gaz sunt montate într-un tub flexibil.

Materialele pentru sudare utilizate la sudarea MIG/MAG sunt sârma electrod și gazul de protecție care poate fi un gaz inert (argon, heliu) sau activ (dioxidul de carbon).

Sârma electrod se alege în funcție de compoziția chimică a materialului de bază care se sudează și de gazul de protecție utilizat [2]. Clasificarea sârmelor electrod și a materialului depus prin sudare în mediu de gaz protector cu electrod fuzibil pentru oțeluri nealiate și cu granulație fină este prezentată în SR EN 440.

În continuare se prezintă proprietățile principalelor gaze (tabelul 1.1) utilizate la sudarea MIG/MAG - date necesare pentru a înțelege acțiunile și efectele pe care acestea le au în procesul de sudare.

Argonul este un gaz ușor ionizabil. Este un component de bază pentru toate gazele de protecție, asigură un arc stabil și liniștit la sudarea MIG și WIG. Având o conductibilitate termică relativ mică asigură o pătrundere mare la sudarea cu arc în mediu de gaz protector.

În comparație cu argonul, **heliul** are o conductibilitate termică mai mare. În același timp, potențialul de ionizare este mai ridicat, ceea ce are ca efect o tensiune mai mare a arcului electric în heliu decât în argon.

Tabelul 1.1. Proprietățile gazelor de protecție

Tipul gazului	Simbolul chimic	Densitatea la presiunea de 1 bar [kg/m ³]	Densitate relativă la aer (=1) 15°C, 1bar	Punct de fierbere la 1,013 bar [°C]	Comportament la sudare
Argon	Ar	1,669	1,37	-185,9	inert
Heliu	He	0,167	0,14	-268,9	inert
Dioxid de carbon	CO ₂	1,849	1,44	-78,5	oxidant
Oxigen	O ₂	1,337	1,04	-183	oxidant
Azot	N ₂	1,170	0,91	-195,8	Reactivitate scăzută
Hidrogen	H ₂	0,085	0,06	-252,9	Reducător

Prin urmare, în cazul utilizării heliului baia de sudare este mai fierbinte, mai fluidă și este mai bine degazată. Heliul (pur sau în amestecuri de gaze până la 80% argon) este recomandat pentru sudarea materialelor cu conductibilitate termică mare ca: aluminiu și cupru. El permite viteze de sudare ridicate.

Bioxidul de carbon are, de asemenea, o conductivitate termică mare, și este disociat în spațiul arcului electric, prin ionizare rezultând oxigen. Oxigenul, conținut în gazele de amestec, asigură o pătrundere mare, efectul de curățire este mai bun și reduce formarea de stropi. Bioxidul de carbon se folosește ca atare, sau ca și component în amestecuri de gaze (cel mai cunoscut amestec de gaz fiind M21 având 18 % CO_2 , rest argon).

La sudarea MAG cu diferite gaze de protecție este necesar să se țină seama de diferitele tensiuni de disociere a gazelor de protecție folosite.

Oxigenul este utilizat în procente reduse (de exemplu 4 - 12 % O_2 , rest argon) ca gaz de protecție, în amestec cu argonul la sudarea MAG-M. Oxigenul (în forme libere sau legate, cum ar fi CO_2) scade tensiunea superficială a picăturii și conduce la un transfer fin al picăturii de metal topit.

Hidrogenul are o înaltă conductibilitate termică, similară cu cea a heliului. Hidrogenul molecular disociat și ionizat în arc, se recombina în H_2 la atingerea piesei reci cu eliberare de căldură. Hidrogenul în amestec cu argonul se poate folosi la sudarea MAG a oțelurilor înalt aliate. În cazul oțelurilor nealiate și slab aliate, hidrogenul poate conduce la apariția de formațiuni tip "ochi de pește" din cauza fragilizării produse de hidrogen.

1.2 Modul de transfer la sudarea MIG/MAG

Calitatea procesului de sudare MIG/MAG este influențată în mod semnificativ de felul în care se efectuează transferul de material în spațiul arcului electric de la sârma de sudare la piesa de îmbinat. Modul de transfer este determinat de forțele ce acționează asupra capătului sârmei, prezentate în figura 1.1. [1].

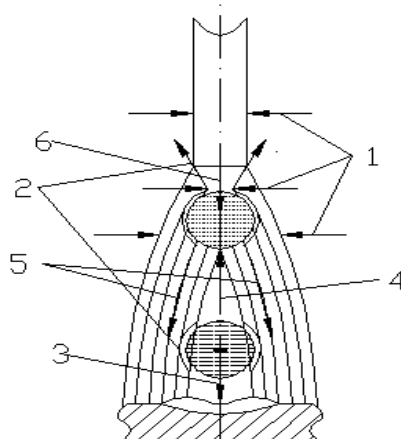


Figura 1.1 Forțele care acționează la transferul picăturii [1]

În figura 1.1 s-au făcut următoarele notații:

- 1 – forța electromagnetică (forța pinch F_p)
- 2 – forța tensiunii superficiale
- 3 – forța gravitațională
- 4 – forța de reacție anodică
- 5 – forța jetului de plasmă
- 6 – forța electrodinamică.

Dintre aceste forțe influența cea mai mare o au forța electromagnetică și tensiunea superficială. Forța electromagnetică (forța Pinch) este practic proporțională cu pătratul intensității curentului de sudare, cu creșterea acesteia având loc micșorarea diametrului picăturii. În cazul unei tensiuni superficiale mari, specifice sudării în gaz inert cu sârme cu suprafețe metalic curate, fără oxizi, vor rezulta picături de material topit de dimensiuni mari. Dacă gazul de protecție are caracter oxidant (prin adăugarea CO_2 sau O_2) pe suprafața sârmei se vor produce insule de oxizi, tensiunea superficială scăzând, ceea ce are ca efect producerea unor picături mai fine și în număr mai mare.

La sudarea MAG clasică se întâlnesc următoarele moduri de transfer:

- transferul prin scurtcircuit
- transferul prin pulverizare
- transferul globular
- transferul intermediar
- transferul în curent pulsat
- transfer cu arc rotitor.

La curenți de sudare de intensitate redusă transferul are loc prin scurtcircuit sau „cu arc scurt”, indiferent de gazul de protecție utilizat. Baia topită are un volum redus, trecerea materialului prin arcul electric făcându-se cu un număr redus de stropi la o frecvența a scurtcircuitelor de cca 20-120 Hz [3]. Acest tip de transfer se folosește la sudarea tablelor subțiri, la sudarea în poziție și la sudarea stratului de rădăcină.

La creșterea curentului de sudare (valori medii) transferul de material se face cu picături mari, parțial în scurtcircuit. Aceasta zonă de operare se numește cu „arc intermediar”. Datorită stropirilor care apar este recomandabilă evitarea operării în zona arcului intermediar.

La curenți de sudare mai mari comportarea arcului electric este diferită, depinzând de tipul gazului de protecție.

Astfel, în cazul sudării în CO_2 transferul de material se face cu picături mari, cu scurtcircuite frecvente, cu o degajare masivă de stropi. Acest mod de transfer este denumit „globular” sau „cu arc lung”.

Dacă se sudează în mediu de argon sau amestecuri bogate în argon (peste 80% Ar) transferul prin arc se efectuează prin pulverizare, fără scurtcircuite, cu picături fine și un număr redus de stropi. Cu creșterea curentului de sudare, mărimea picăturilor scade, ca urmare a creșterii forței electromagnetice (Pinch). Acesta este modul de transfer „prin pulverizare” (sau cu arc spray).

În cazul unor curenți de sudare de intensitate foarte mare se produce o rotire a arcului electric și transferul devine „rotitor”. În acest caz sunt necesare pentru asigurarea unui proces de sudare stabil amestecuri speciale de gaze (conținând Ar, adaosuri de CO_2 și O_2) [4].

Dacă sudarea are loc în impulsuri, situație ce impune utilizarea unui gaz de protecție inert (sau a unui amestec de gaze conținând peste 80% argon), transferul de material are loc „prin impulsuri”, în mod uniform, fără scurtcircuite, indiferent de valoarea curentului de sudare. Detașarea picăturii de sârmă se efectuează controlat

1.2. Modul de transfer la sudarea MIG/MAG 11

(de regulă, o picătură pe impuls). În acest caz, cantitatea de stropi este minimală [5].

În cadrul tezei de doctorat interesează domeniul sudării cu energie redusă, ceea ce presupune utilizarea unor curenți mici, specifici domeniului transferului prin scurtcircuit. De aceea, se detaliază într-un paragraf special problematica specifică acestui mod de transfer.

Cercetările recente în domeniul sudării MIG/MAG au ca principal scop creșterea productivității procesului de sudare, mai ales în cazul îmbinării tablelor de grosime mai mare sau a îmbinărilor de lungime mare, respectiv îmbunătățirea controlului pătrunderii la sudarea tablelor subțiri și la sudarea stratului de rădăcină [5].

Pentru creșterea productivității procesului de sudare s-au avut în vedere

- optimizarea compoziției gazului de protecție
- dezvoltarea unor noi forme de undă pentru variația curentului de sudare și a unor surse de curent mai eficiente
- controlul parametrilor de sudare.

Cercetările din ultimii 20 ani în aceste direcții au condus la dezvoltarea unor variante ale procedeei de sudare MIG/MAG și anume sudarea TIME, sudarea RapidArc, sudarea RapidMelt [4].

O problemă specifică apare însă la îmbinarea pieselor cu grosime redusă la care problema calității sudurii poate să devină critică, mai ales în condițiile în care se urmărește o productivitate ridicată. Calitatea sudurii în acest caz este dependentă în mod direct de controlul formei sudurii. O soluție favorabilă pentru a asigura un control al formei sudurii, mai ales la sudarea tablelor subțiri și la sudarea în poziție, este sudarea în impulsuri [6]. Pornind de la acest mod de sudare au fost dezvoltate recent o serie de noi procedee de sudare MIG/MAG cu energie redusă cu transfer controlat al materialului la sudare, procedee care sunt luate în considerare în cadrul tezei de doctorat [7].

1.3 Transferul prin scurtcircuit

Transferul prin scurtcircuit sau prin arc scurt („short arc”) presupune scurtcircuitarea arcului electric de către picătura de metal topit formată în vârful sârmei electrod cu o anumită frecvență [8].

Transferul prin scurtcircuit se utilizează la sudarea tablelor subțiri, sudarea stratului de rădăcină în cazul îmbinării în mai multe straturi, respectiv la sudarea în poziții dificile (vertical ascendent, peste cap), [9].

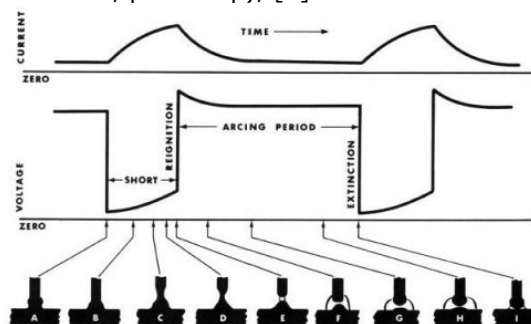


Figura 1.2 Diagrama transferului prin scurtcircuit [8]

Etapele de desfășurare a acestui mod de transfer, prezentate în figura 1.2 sunt următoarele [8]:

- a) sub acțiunea arcului electric amorsat între sârma electrod și piesă are loc topirea vârfului sârmei;
- b) metalul topit se acumulează în vârful sârmei sub acțiunea tensiunii superficiale specifică materialului;
- c) acumularea de material conduce la creșterea picăturii, diametrul picăturii depășind diametrul sârmei, $d_p > d_e$;
- d) datorită arcului de lungime mică picătura atinge baia formând o punte de metal topit
- e) ca urmare a scurtcircuitului produs are loc creșterea curentului la valori foarte mari, având ca efect creșterea forței „pinch” care realizează strangularea picăturii;
- f) se produce creșterea densității de curent și o încălzire puternică prin efectul Joule;
- g) are loc vaporizarea punții de legătură;
- h) arcul electric se restabilește și procesul se reia de la capăt.

Transferul prin scurtcircuit se caracterizează prin următoarele :

- puteri reduse ale arcului electric (I_a , U_a),
- rată de depunere mică;
- energie liniară relativ mică;
- transferul picăturii nu este condiționat de gazul de protecție utilizat;
- transferul nu este condiționat de polaritatea curentului.

La transferul prin scurtcircuit o dată cu creșterea curentului de sudare crește numărul de scurtcircuite.

În momentul producerii scurtcircuitului are loc o creștere rapidă a curentului de sudare ceea ce conduce la o oarecare instabilitate a procesului de sudare și la producerea unor stropi de material. În principiu, se pot produce două tipuri de stropiri: stropiri din vârful sârmei electrod și stropiri din baia metalică. Aceste stropiri sunt cauzate mai ales de scurtcircuitele care apar între picătura de metal și baia topită.

Introducerea unei inductivități în circuitul de sudare reduce viteza de creștere a curentului în faza de scurtcircuit, ceea ce are efecte favorabile prin reducerea stropirii de material topit. O inductivitate de valoare mare mărește însă durata procesului de amorsare, ceea ce reprezintă un element negativ, [2]. Un efect favorabil asupra reducerii stropirilor îl poate avea, în anumite limite, utilizarea unor amestecuri de gaze bogate în argon și reducerea tensiunii arcului [10].

O altă problemă care poate să apară în cazul transferului prin scurtcircuit este legată de siguranța în care se asigură realizarea pătrunderii sudurii, mai ales la sudarea rădăcinii sau la sudarea în poziție.

Pentru a reduce sau chiar evita efectele negative ce apar la transferul clasic prin scurtcircuit, efecte menționate anterior, în urma unor cercetări recente au fost dezvoltate o serie de variante ale sudării MAG cu transfer în scurtcircuit. Aceste noi variante de procedee de sudare MAG derivate din sudarea clasică sunt următoarele:

- îmbinarea cu transfer cu metal rece „Cold Metal Transfer”, notată sudarea CMT, [11, 12, 13, 14]
- îmbinarea cu transfer prin tensiune superficială (Surface Tension Transfer, notată STT), [15].
- îmbinarea cu transfer „ cu arc rece ColdArc”, [16].
- îmbinarea cu transfer „rapid FastRoot”, [4].

În continuare se prezintă elementele principale ale transferurilor: CMT, STT, ColdArc și FastRoot.

1.4 Transferul CMT (Cold Metal Transfer)

Sudarea MAG CMT este un procedeu derivat din procedeul de sudare MAG cu arc scurt. La acest procedeu în momentul producerii scurtcircuitului se comandă retragerea mecanică a sârmei, ceea ce are ca efect întreruperea arcului electric. Întreruperea mecanică a curentului de sudare duce la formarea unui curent de inducție care ajută la reaprinderea arcului. La acest procedeu intensitatea curentului în momentul scurtcircuitului este redusă, lucru care face să nu apară stropi, [11].

Comparativ, în cazul procesului de sudare convențional cu arc scurt, sârma este împinsă în baie continuu. În momentul scurt circuitului, curentul crește puternic și duce la întreruperea circuitului. Intensitatea mare a curentului în momentul reaprinderii și întreruperii circuitului este responsabilă de apariția stropilor [12].

La procedeul CMT „transfer de metal cu energie liniară mică” sârma nu este mișcată doar în direcția piesei de lucru, ci este retrasă periodic printr-o mișcare oscilatorie cu o frecvență de până la 70 Hz. Modificarea în timp a valorii curentului și tensiunii este prezentată în figura 1.3.

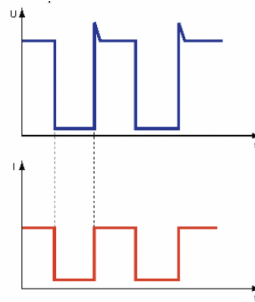


Figura 1.3 Variația în timp a curentului și tensiunii la procesul CMT [13]
Etapele transferului CMT sunt prezentate în figura 1.4 fiind următoarele,

[14]:

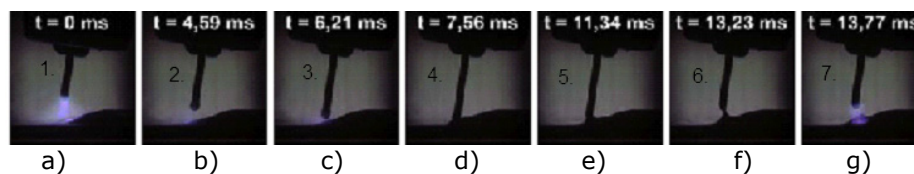


Figura 1.4 Modul de transfer la procedeul CMT [14]

- Sursa furnizează curentul de sudare și tensiunea arcului U_a , în funcție de necesitățile tehnologice impuse de aplicația dată.
- Topirea vârfului sârmei electrod sub acțiunea căldurii arcului conduce la formarea picăturii de metal, respectiv topirea piesei cu formarea băii metalice.
- Picătura de metal atinge baia topită prin creșterea dimensiunii într-un punct. Curentul scade și se creează o punte, care unește vârful sârmei cu baia topită. Contactul punctiform inițial se transformă într-un contact ferm pe suprafață, de secțiune circulară.

- d) Curentul sursei crește brusc la o valoare bine precizată, după care are o creștere liniară cu o pantă de înclinație dată. Tensiunea dintre sârmă și piesă, la început, are de asemenea o creștere bruscă, urmată de o creștere liniară, cu o anumită pantă și apoi de o creștere exponențială. Creșterea exponențială a tensiunii pe această porțiune nu este comandată de sursă cu un anumit scop, ci este rezultatul creșterii rezistivității punții de metal topit, datorită creșterii temperaturii punții prin efectul Joule, cât și a subțierii acesteia sub acțiunea forțelor „pinch”. Cele două fenomene determină creșterea rezistenței circuitului pe porțiunea cilindrului de metal, cu temperatura aproape de cea de topire, ceea ce conduce la creșterea exponențială a căderii de tensiune pe această porțiune de circuit.
- e) Microprocesorul face derivata semnalului dU_s/dt în faza finală a perioadei și în momentul în care aceasta atinge o valoare de prag bine definită care corespunde fizic cu subțierea cilindrului de metal și formarea unei punți foarte înguste (de ordinul zecimilor de mm), aproape de momentul vaporizării și ruperii (expulzării) materialului, comandă retragerea sârmei din baie, făcând să scadă curentul la valoarea de 0A.
- f) Urmează creșterea bruscă a curentului datorită inducției electromagnetice. Sub acțiunea forței de refulare a arcului (forța jetului de plasmă) și a forței de reacțiune datorată îndepărtării vârfului de picătură, ea este apăsată înspre baie, mărinnd brusc distanța dintre vârful sârmei și baia metalică și evitând scurtcircuiturile incipiente datorită oscilației băii.
- g) Curentul, comandat de sursă, scade logaritmice la valoarea I_s . Acest mod de scădere a curentului are un efect de micșorare a oscilațiilor băii metalice care ar putea produce scurtcircuiturile incipiente, înainte de formarea picăturii, producându-se stropiri necontrolate. În acest moment servomotorul comandă înaintarea sârmei în baie.

Avantajele procedurii **CMT** sunt următoarele:

- reducerea stropilor datorită controlului curentului de scurtcircuit care este menținut la o valoare redusă prin retragerea sârmei, respectiv a controlului curentului de reamorsare a arcului care este, de asemenea, de valoare scăzută; aceasta are ca efect eliminarea necesității prelucrării după sudare a îmbinării și, ca atare, reducerea duratei și costului operațiilor de sudare [12].

- controlul precis al lungimii arcului care este ajustată mecanic după fiecare scurtcircuit, spre deosebire de sudarea clasică la care se folosește ca element de control tensiunea arcului. În realitate, însă, tensiunea arcului depinde și de alți factori ca: nivelul de curățare a suprafeței (oxizi, grăsimi), ceea ce face ca soluția controlului lungimii arcului doar prin raportare la tensiunea acestuia să nu fie precisă. La îmbinarea CMT lungimea arcului este menținută constantă, în raport cu baia topită și nu se schimbă pentru viteze de sudare diferite. Pentru control se folosește un parametru specific, denumit „factor de corecție a lungimii arcului”. Reglarea lungimii arcului se face practic cu frecvența de oscilație a sârmei (cca 70 Hz).

- posibilitatea realizării îmbinării unor materiale printr-un proces de sudobrazare în condițiile utilizării unei energii liniare, respectiv a unei încălziri reduse a materialului, [11].

- posibilitatea de combinare a transferului CMT cu un transfer în impulsuri prin controlul digital al sursei, având ca rezultat formarea unui tip special de transfer și anume transferul cu metal rece în impulsuri CMT (cold metal transfer puls).

Acesta constă în producerea unui curent în impulsuri în momentul întreruperii curentului de scurt circuit. În figura 1.5 se arată influența suprapunerii unor impulsuri (de la 1 la 7 impulsuri) asupra formei îmbinării, [13]. Ca efect al impulsurilor de curent se produce modificarea pătrunderii care se mărește și face posibilă îmbinarea fără utilizarea unui suport la rădăcină, [14].

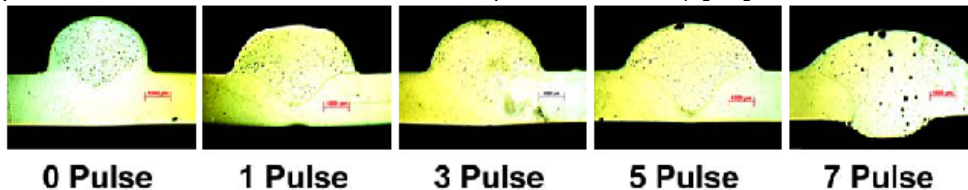


Figura 1.5 Modificarea pătrunderii prin alternarea CMT și transferul în impulsuri, [13]

Utilizarea procedurii CMT prezintă și o serie de probleme, și anume:

- valoarea curentului de sudare la care este posibilă utilizarea transferului CMT este limitată superior, procedeul fiind interesant doar pentru îmbinarea tablelor subțiri

- este necesară utilizarea unui echipament de sudare cu inverter special, un dispozitiv suplimentar și un servomotor performant și cu inerție foarte mică, echipament care este scump

- echipamentul poate fi utilizat doar pentru operații care necesită o putere mică și, implicit, căldură introdusă de valoare scăzută, ceea ce are ca rezultat posibilitatea de folosire în condiții limitate a acestuia, [11]. Spre deosebire de această situație un echipament de sudare MAG clasică poate fi utilizat pentru o gamă foarte largă de aplicații.

Materialele de bază care pot fi îmbinate cu procedeul CMT sunt oțeluri nealiate și slab aliate, inclusiv cele zincate, aliaje ale nichelului, magneziu, cupru, aluminiu, îmbinări între oțel și aluminiu, îmbinări între oțel și fontă, [13].

Gazele utilizate la procedeul CMT sunt dioxidul de carbon CO_2 pentru îmbinarea de oțelurilor carbon nealiate, amestec argon Ar cu CO_2 la oțelurile inoxidabile, Ar la metalele neferoase.

1.5 Transferul prin tensiune superficială

În cazul transferului prin tensiune superficială (STT) se modifică modul de formare și detașare a picăturii de metal topit din vârful sârmei electrod prin modificarea programată a parametrilor tehnologici principali – curentul și tensiunea arcului. În timpul procesului STT se modifică și forma caracteristicii externe a sursei de sudare care la sudarea MAG clasică este rigidă. În funcție de cerințele procesului, caracteristica sursei se modifică de la o caracteristică rigidă la o caracteristică căzătoare, respectiv brusc căzătoare, [15].

În figura 1.6 se prezintă etapele procesului de transfer prin tensiune superficială corelate cu modul de variație în timp a tensiunii arcului și a curentului, [15].

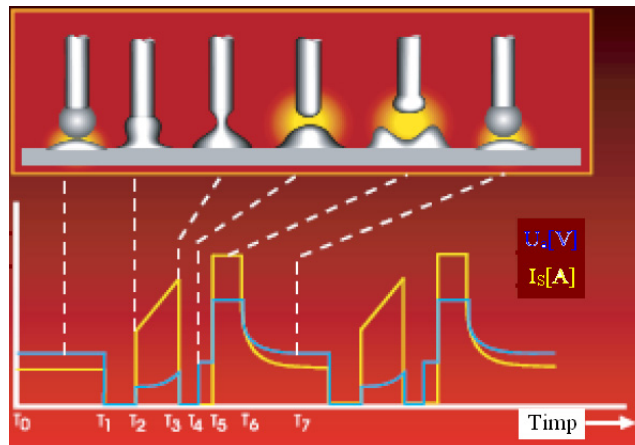


Figura 1.6 Etapele procesului de transfer prin tensiune superficială, STT[15]

Transferul STT cuprinde următoarele etape, [1]:

- a. În intervalul de timp $T_0 - T_1$ sursa furnizează curentul de sudare și tensiunea arcului în funcție de necesitățile tehnologice impuse de aplicația dată. Sub acțiunea arcului electric are loc topirea vârfului sârmei electrod cu formarea picăturii de metal, respectiv topirea piesei cu formarea băii metalice.
- b. În momentul T_1 picătura de metal atinge, ca urmare a creșterii dimensiunii sale, baia topită într-un punct. Un senzor de tensiune furnizează un semnal care comandă, în acest moment, sursa. Curentul scade un timp suficient ca sub acțiunea tensiunii superficiale să transforme picătura de metal topit într-un cilindru care uneste ca o punte vârful sârmei cu baia topită. În acest fel, contactul punctiform inițial se transformă într-un contact ferm pe suprafață având secțiune circulară.
- c. În momentul T_2 curentul sursei crește brusc la o valoare bine precizată, după care are loc o creștere liniară cu o pantă de înclinație dată. Tensiunea dintre sârmă și piesă cunoaște la început, de asemenea, o creștere bruscă, urmată de o creștere liniară cu o anumită pantă și apoi de o creștere exponențială. Cele două fenomene determină creșterea rezistenței circuitului pe porțiunea cilindrului de metal topit, ceea ce conduce la creșterea exponențială a căderii de tensiune pe această porțiune de circuit.
- d. Microprocesorul face derivata semnalului dU_s/dt în faza finală a perioadei $T_2 - T_3$ și în momentul în care aceasta atinge o valoare de prag bine definită care corespunde fizic cu subțierea cilindrului de metal și formarea unei punți foarte înguste (de ordinul zecimilor de mm), aproape de momentul vaporizării și ruperii (expulzării), comandă din nou la sursă scăderea curentului la o valoare redusă (cca 10A), corespunzător momentului T_3 .
- e. În momentul T_4 are loc ruperea punții la o valoare a curentului foarte mică, evitând vaporizarea punții și împingerea picăturii sub efectul forței electrodinamice cu accelerație mare în baia metalică, fenomen răspunzător de producerea stropilor de material din baie. Prin urmare, ruperea punții are loc sub acțiunea forței de tensiune superficială ce ține picătura la vârful sârmei și care este mult mai mică în această fază. Astfel, picătura desprinsă din vârful sârmei, formează pe suprafața băii o mică cantitate de material topit.
- f. În momentul T_5 sursa comandă din nou creșterea bruscă a curentului la valoarea unui curent de puls I_p (peste 400 A) prin creșterea tensiunii sursei. Sub

acțiunea forței de refulare a arcului (forța jetului de plasmă) picătura este apăsată (deformată) înspre baie, măbind brusc distanța dintre vârful sârmei și baia metalică și evitând, astfel, scurtcircuitele incipiente datorate oscilației băii. Sub acțiunea tensiunii superficiale picătura este absorbită în baia metalică fără stropiri. Această fază a transferului de metal poartă denumirea sugestivă de „plasmă intensificată”.

g. În timpul $T_6 - T_7$ curentul, comandat de sursă, scade logaritmically la valoarea I_S . Acest mod de scădere a curentului are un efect de reducere a oscilațiilor băii metalice care ar putea produce scurtcircuitate incipiente, înainte de formarea picăturii, producându-se stropiri necontrolate.

Avantajele transferului STT sunt următoarele:

- reducerea substanțială a stropilor, eliminarea manoperei de îndepărtare a stropilor de pe piesă și duza de gaz;
- posibilitatea de utilizare a dioxidului de carbon 100% ca și gaz de protecție, ceea ce conduce la o geometrie foarte bună a îmbinării, pătrundere sigură, reducerea pericolului de formare a porilor în îmbinare, preț de cost redus;
- îmbunătățirea condițiilor de lucru pentru operator prin reducerea stropilor și cantității de fum degajat (vaporizări reduse de metal topit);
- calitatea foarte bună a stratului de rădăcină, comparabilă cu sudarea WIG, dar cu productivitate net superioară; aceasta făcând procedeul STT ideal pentru sudarea stratului de rădăcină sau în locuri în care accesul pentru resudarea rădăcinii nu este posibil;
- sensibilitatea redusă la apariția factorilor perturbatori (variația lungimii capătului liber), cu transfer optim al picăturii, echivalent sudării sinergice, dar, în acest caz, în domeniul sensibil al transferului prin scurtcircuit;
- transferul picăturii se face exclusiv sub acțiunea forțelor de tensiune superficială;
- stabilitate mare a procesului de transfer asigurată cu ajutorul unui sistem de reglare automat prin transfer sinergic.

Transferul STT are însă și o serie de limite:

- este specific puterilor mici și medii ale arcului electric, la un curent maxim 220A;
- necesită utilizarea dioxidului de carbon ca gaz de protecție
- impune un echipament de sudare cu invertor special, ultraperformant, relativ scump;
- necesită o tehnică de sudare „spre dreapta” („cu arc tras”) cu înclinarea capului de sudare la un unghi $\alpha = 0 - 5^\circ$, pentru asigurarea stabilității maxime a fenomenelor de transfer, [17]; dacă îmbinarea se realizează în acest mod rezultă o încălzire suplimentară, lucru care este dăunător la îmbinarea unor materiale sensibile la supraîncălzire.

1.6 Transferul cu arc rece (ColdArc)

Comparativ cu sudarea cu transfer cu arc scurt clasic, în cazul transferului cu arc rece se modifică modul de variație a curentului în perioada de reamorsare a arcului electric. Toate modificările specifice acestui mod de transfer se fac prin

comanda sursei de sudare, fără a se interveni asupra sistemului de avans al sârmei, [16].

În mod concret, transferul cu arc rece cuprinde următoarele faze prezentate în figura 1.7, [16]:

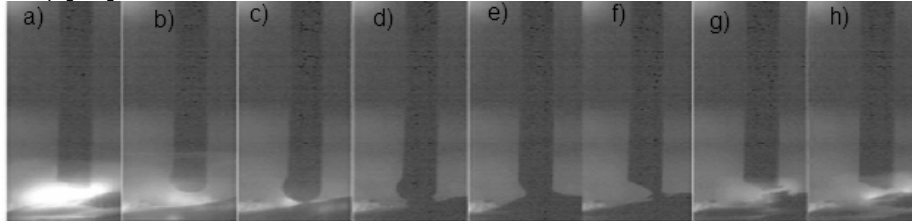


Figura 1.7 Etapele de desfășurare a procesului de transfer prin coldArc [16]

- a. sub acțiunea arcului electric amorsat între sârma electrod și piesă are loc topirea vârfului sârmei;
- b. metalul topit se acumulează în vârful sârmei sub acțiunea tensiunilor superficiale;
- c. se produce creșterea picăturii, diametrul picăturii devenind mai mare decât diametrul sârmei electrod;
- d. datorită arcului de lungime mică picătura atinge piesa formând o baie de metal topit care scurtcircuitază arcul electric;
- e. contactul punctiform inițial la interfața picătură-baie metalică se transformă într-un contact ferm pe o suprafață de secțiune circulară;
- f. are loc creșterea curentului la valori foarte mari, ceea ce conduce la creșterea forței electromagnetice „pinch” care realizează ștrangularea picăturii; ca rezultat, crește densitatea de curent și se produce o încălzire puternică prin efect Joule;
- g. până la vaporizarea punții de legătură curentul se scade și rezultând întreruperea punții lin, fără stropire;
- h. se mărește curentul în funcție de necesarul de putere pentru reamorsarea arcului după care se reia procesul.

Transferul prin coldArc se caracterizează prin puteri mai reduse ale arcului electric la reamorsare, comparativ cu sudarea „short arc” clasică, [16]. Acest mod de transfer se folosește la sudarea oțelurilor carbon și a oțelurilor înalt aliate (în acest caz gazul de protecție este un amestec ternar specific 90%He+7,5%Ar+2,5%CO₂);

Din punctul de vedere al valorii curentului de sudare utilizat acest tip de transfer se folosește în domeniul transferului prin scurtcircuit și al transferului intermediar, specific sudării MIG/MAG standard.

1.7 Transferul FastROOT

Procesul de sudare FastROOT este o dezvoltare recentă în tehnologia MIG/MAG și este definit ca un proces de transfer prin scurtcircuit modificat, [4]. Acesta a fost dezvoltat pentru a îmbunătăți calitatea sudurii de rădăcină a țevilor din oțel moale și din oțel inoxidabil. Modul de variație a curentului de sudare la transferul FastROOT este prezentat în Figura 1.8.



Figura 1.8 Forma curentului și imaginea modului de transfer al picăturii filmat cu viteză mare, [4]

Procesul de transfer de metal FastRoot se caracterizează prin perioade de scurtcircuit și perioade de ardere a arcului și implică următoarele etape:

- asigurarea unui curent de bază care topește capătul sârmei formând picătura la capătul sârmei;
- sârma electrod atinge baia de sudură, provocând un scurt-circuit;
- în perioada de scurtcircuit sârma electrod este împinsă în baia de sudare; urmează o creștere rapidă a curentului care generează o forță de pinch care contribuie la mecanismul desprinderii picăturii;
- detașarea este asigurată printr-o scădere lentă a curentului arcului;
- când picătura este detașată, în baia de sudare are loc, din nou, creșterea curentului care produce amorsarea arcului și începutul perioadei de arc;
- în perioada de arc electric curentul este menținut constant la nivel de vârf, urmat de un "curent de bază", curent a cărui valoare poate fi controlată de la sursa de alimentare;
- "curentul de bază" asigură formarea picăturii următoare care va fi transferată în cursul următoarei perioade de scurt-circuit.

Creșterea curentului în cursul perioadei de ardere a arcului este responsabilă pentru realizarea unei pătrunderi suficiente a sudurii, așa cum se vede din figura 1.9, [4].

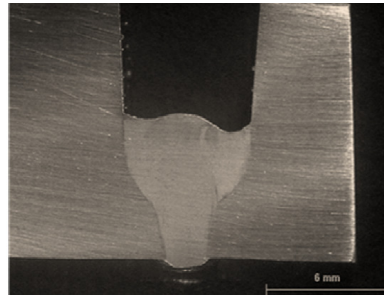


Figura 1.9 Sudura de rădăcină la o conductă realizată prin proces FastROOT (viteză de avans a sârmei de 4m/min, viteză de sudare de 0,17 m/min)

Sudarea FastROOT se aplică cu precădere la îmbinarea țevilor din oțel carbon și celor realizate din oțel cu granulație fină. Se mai aplică la construcțiile navale, pentru realizarea rădăcinilor, umplerea realizându-se, ulterior, cu un procedeu de mare productivitate.

2 Probleme specifice la sudarea tabelor zincate, respectiv la realizarea îmbinărilor eterogene de tip aluminiu – tablă zincată și aluminiu - cupru

2.1 Generalități privind tablele zincate

În scopul protejării anticorozive sau pentru obținerea unui aspect decorativ tablele și produsele finite confecționate din oțel sau fontă se pot acoperi cu un strat subțire de zinc.

Acest strat poate fi realizat prin diferite procedee și anume prin zincare termică, adică depunerea unui strat de zinc prin imersia produsului într-o baie de zinc topit sau prin zincare electrolică.

Procedeul de zincare termică cunoaște astăzi o importanță deosebită, [17]. Prin acest procedeu se pot depune straturi de zinc cu grosimi de 5 până la 52 μm , ceea ce presupune depunerea a cca 40 - 366 g/m^2 , efectul de protecție anticorozivă depinzând direct de cantitatea de metal depus.

Compoziția chimică a băii de zincare poate fi zinc (100%), un aliaj zinc – aluminiu (cu până la 55% Al), eventual un aliaj zinc – aluminiu - fier sau nichel. Alierea cu aluminiul este favorabilă pentru a evita formarea în baia de zincare a straturilor intermediare constituite din compuși intermetalici fragili, ca urmare a difuziei fierului în stratul de zinc, proces activat cu creșterea temperaturii. Aluminiul formează cu zincul și cu fierul un compus ternar între substrat și stratul de acoperire, compus care acționează ca o barieră care împiedică difuzia fierului în zinc [18].

Tablele și benzile cu conținut scăzut de carbon, zincate continuu și a căror grosime este mai mică de 3 mm sunt standardizate (EN 10327 – 2004).

La utilizarea industrială a tabelor zincate apare frecvent necesitatea îmbinării acestora. Majoritatea îmbinărilor sudate sunt în colț, realizate fiind prin suprapunere.

2.2 Probleme la îmbinarea tabelor zincate

Realizarea îmbinării tabelor zincate printr-un procedeu de sudare care presupune o încălzire a materialului, variantă interesantă sub aspect economic, creează numeroase probleme tehnice.

Fierul și zincul prezintă o incompatibilitate din punct de vedere fizic și metalurgic cauzată de diferența mare dintre punctele de topire a celor două materiale și de diferența de structură. Zincul cristalizează în sistemul hexagonal compact cu parametrii rețelei la 25°C; $a = 2,6649\text{Å}$ și $\frac{c}{a} = 1,8563$; $Z = 30$; $M = 65,37$; valența II, sarcina 2+, în timp ce fierul cristalizează în sistem CFC – cubic cu fețe centrate sau CVC – cubic cu volum centrat [19].

2.2. Probleme la îmbinarea tablelor zincate 21

Sudarea tablelor zincate este dificilă, problema principală fiind cauzată de vaporizarea zincului în timpul procesului de sudare. Aceasta conduce la porozitate, stropire, precum și la degajarea unui fum consistent, toxic.

În general, regimurile de sudare se aleg astfel încât să se reducă pericolul de porozitate, ceea ce presupune utilizarea unor rosturi cu deschideri mari și a unor viteze de sudare relativ reduse, [20].

În practică se utilizează, de regulă, ca procedee de îmbinare sudarea în mediu de gaz protector MIG, sudarea cu gaz, sudarea cu electrozi înveliți, sudarea cu ultrasunete, sudarea prin presiune în puncte și sudarea cu laser. Pentru îmbinarea tablelor zincate se folosește, de asemenea, sudobrazarea MIG, [21].

Sudarea MAG este utilizată în general pentru realizarea unor îmbinări în colț. În cazul unor îmbinări cap la cap este utilă folosirea unui suport de cupru la rădăcină prevăzut cu o degajare care să preia fumul de oxid de zinc din zona rădăcinii, reducând astfel pericolul producerii porilor. Se utilizează o protecție de CO₂ sau amestec argon – CO₂. Pentru a reduce porozitatea viteza de sudare este cu cca 20% mai mică decât cea recomandată la sudarea tablelor neacoperite.

Sudarea cu gaz, utilizată la îmbinare unor table cu grosimi reduse, conduce la distrugerea stratului de zinc pe o zonă relativ largă.

Sudarea cu electrozi înveliți se poate aplica în condițiile pendulării electrodului și a utilizării unor electrozi la care zgura se solidifică încet.

Sudarea prin presiune în puncte poate fi aplicată, sudabilitatea tablelor zincate scade cu creșterea grosimii stratului de zinc, grosimea maximă a tablelor sudabilă în puncte fiind de cca 1,5 mm, [21].

Calitatea sudurii este influențată semnificativ de grosimea și uniformitatea stratului de zinc.

Pentru sudarea prin presiune se recomandă electrozi din aliaj cupru-crom sau cupru-zirconiu având formă de trunchi de con, unghiul conului fiind 120° - 140°. Diametrul electrodului pe suprafața de contact trebuie să fie 4 ÷ 5 x grosimea tablei. Folosirea unui diametru mai mare al electrodului necesită creșterea curentului de sudare, ceea ce are ca efect o uzură mai pronunțată a electrodului și, ca urmare, o durată de utilizare mai redusă a acestuia, [21].

Pe suprafața de contact a electrodului cu stratul de zinc se depun particule din stratul de zinc, lucru ce necesită o curățire la intervale regulate de timp.

În ceea ce privește regimul de sudare, acesta este mai dur decât cel corespunzător îmbinării tablelor din oțel carbon neacoperite (curent de sudare cu 50% mai mare, durata de mențire a curentului cu 25 - 50% mai mare). În același timp însă, forța de apăsare este cu 10 - 25% mai mică decât la sudarea tablelor neacoperite, [22].

Un rezultat defavorabil al utilizării unui astfel de regim de sudare dur este posibilitatea de topire a zincului în zona de contact dintre piesă și electrod, ceea ce are ca efect scăderea rezistenței la coroziune a acestei zone.

Sudarea cu fascicul laser este utilizată în prezent în volum din ce în ce mai mare pentru îmbinarea tablelor zincate, [23].

Deoarece laserul este o sursă termică extrem de concentrată materialul metalic formează la sudare o baie metalică lichidă concomitent cu o evaporare a metalului și o modificare a forțelor de tensiune superficiale. Aceste forțe tind să creeze un capilar, numit „gaură de cheie”. „Gaura de cheie” se formează datorită echilibrului dintre energia furnizată de laser și energia absorbită de material care conduce la vaporizarea materialului și crearea acestui capilar.

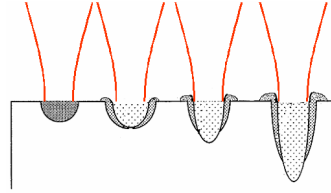


Figura 2.1 Crearea efectului „gaura de cheie” cu creșterea puterii specifice [24]

Acest procedeu de îmbinare este des folosit la îmbinarea aluminiului cu tablă zincată [25], tabla zincată putând fi plasată în două moduri, prezentate în figura 2.2.

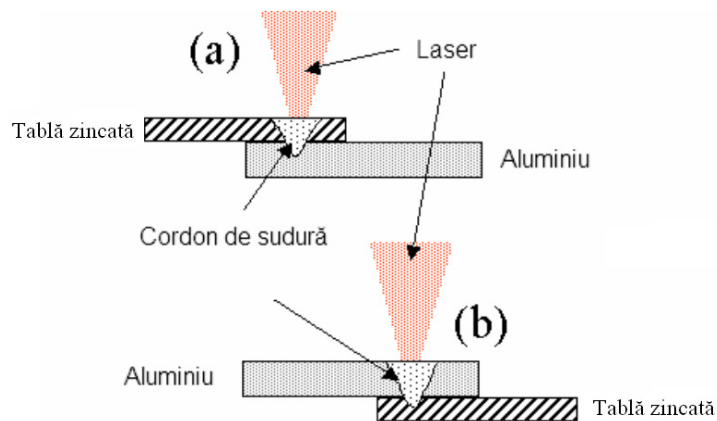


Figura 2.2 Configurarea sudării laser prin transparentă [25]

Verificarea celor două variante a arătat că în imbinarea de tip a) s-a observat apariția unor fisuri transversale în îmbinare; în cazul celei de tip b) grosimea stratului intermediar format din compuși intermetalici nu se poate limita și este foarte fragil conform cu, [25].

2.3 Sudobrazarea tablelor zincate

O variantă nouă de îmbinare a tablelor zincate o oferă sudobrazarea care reprezintă practic o combinație a unui proces de sudare cu un proces de lipire. Sudobrazarea este cunoscută și ca sudare prin lipire.

Sudobrazarea reprezintă (conform ISO 857-2005) o lipire tare la care un rost deschis este umplut treptat cu aliaj de lipire care are o temperatură de topire mai mică decât cea a materialului de bază, dar mai mare decât 450°C.

O îmbinare sudobrazată are patru zone caracteristice, (figura 2.3):

- zona de fuziune;
- stratul intermediar format din compuși intermetalici;
- zona influențată termic;
- materialul de bază.

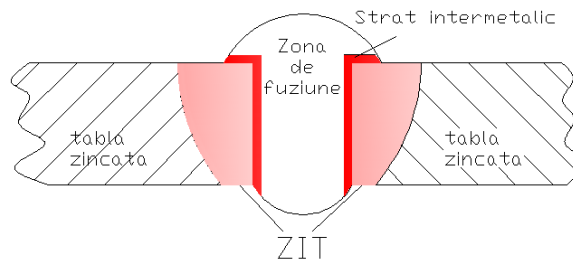


Figura 2.3 Zonele caracteristice ale unei îmbinări sudobrazate

În zona de fuziune are loc topirea materialului. Este o zonă în care solidificarea are loc cu viteză mare datorită energiei liniare mici. Solidificarea se caracterizează prin transformare de fază și nucleație eterogenă. Aceasta din urmă este determinată de formarea germeilor de cristalizare pe suprafețele altor faze existente sau a unor defecte structurale. Un factor important care influențează acest proces este unghiul de umectare.

Asupra moleculelor aflate la interfața lichid-solid se exercită, pe de o parte, forțe de coeziune intermoleculare proprii, iar, pe de altă parte, forțe coezionale de atracție a mediului solid de contact. Această acțiune a forțelor moleculare determină adeziunea lichidului (respectiv a stratului sudobrazat) pe suprafața solidului. Adeziunea depinde de natura celor două materiale și, în principal, de tensiunile lor superficiale [26].

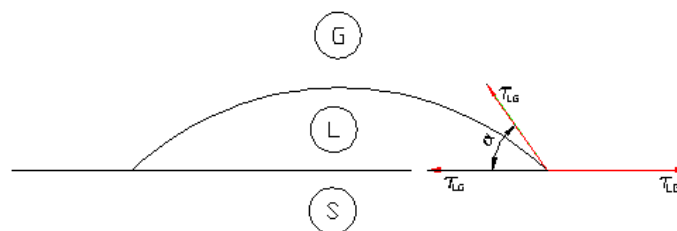
Materialele care au în stare topită o tensiune superficială τ_{LG} mică, așa numite tensoactive, posedă o mare capacitate de umectare (întindere pe suprafață) și un unghi mic de contact, α , figura 2.4. O condiție necesară pentru producerea umectării este ca valorile tensiunilor superficiale ale straturilor limită solid-gaz τ_{SG} , respectiv solid-lichid τ_{SL} să satisfacă următoarea inegalitate:

$$\tau_{SG} < \tau_{SL} \quad (2.1)$$

La limita de separație a celor trei medii (punctul triplu) rezultă din condiția de echilibru a tensiunii superficiale:

$$\tau_{LG} \cdot \cos \alpha = \tau_{SG} - \tau_{SL} \quad (2.2)$$

unde unghiul α este cuprins între $0-15^\circ$ pentru o umectare foarte bună, [26].

Figura 2.4 Echilibrul tensiunilor superficiale la tripla interfață pentru $\alpha < 90^\circ$

În cazul în care unghiul $\alpha < 90^\circ$, aliajul de sudobrazare aflat în stare topită (AT) umectează materialul de baza MB și umple rostul, fiind ca atare posibil de

realizat o îmbinare prin sudobrazare; acest caz este reprezentat în figura 2.4. Cu cât valoarea acestui unghi este mai mică, cu atât umectarea și curgerea materialului topit în rost vor fi mai bune.

În cazul sudobrazării tablelor zincate prezența zincului care parțial se topește poate prelua funcția de decapare a unui flux de lipire a cărui utilizare nu mai este necesară.

Ca material de adaos pentru sudobrazare se recomandă un aliaj de tip bronz cu siliciu CuSi_3 , aliaj des utilizat pentru îmbinarea prin alte procedee a tablelor zincate, [27].

În cazul utilizării acestui aliaj punctul critic al îmbinării este zona de topire între cupru și zinc ca urmare a formării unui strat intermediar alcătuit din compuși intermetalici format cu precădere din β aliaj de Cu-45at\%Zn , și γ aliaj de Cu-65at\%Zn . În diagrama Cu-Zn prezentată în figura 2.5 acești compuși fragili sunt situați în zona centru-dreapta a acesteia, temperatura atinsă de materialul topit fiind limitată la cca 400°C , corespunzător temperaturii de topire a zincului, [27].

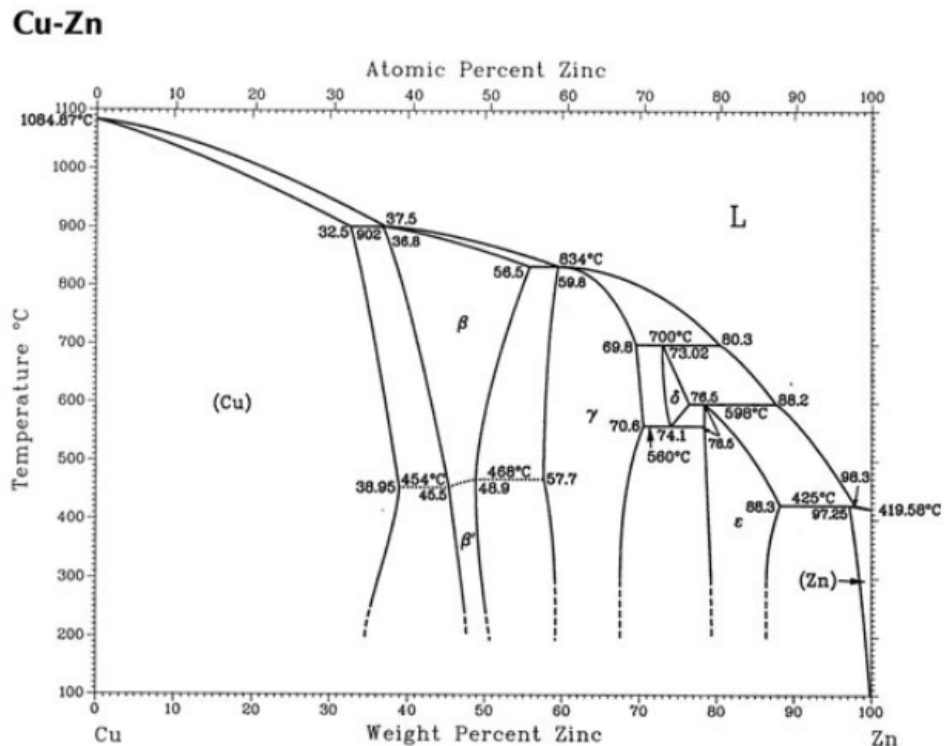


Figura 2.5 Diagrama binară de echilibru Cu-Zn [27]

Cuprul și zincul au structuri cristaline diferite, prezintă solubilitate parțială în stare solidă și formează soluția solidă parțială $\alpha \equiv \text{Cu}(\text{Zn})$, [28].

Diferența mare între temperatura de topire a cuprului (1085°C) și cea a zincului (410°C) creează o dificultate în cazul utilizării unor procedee de sudare prin topire. În același timp, la solidificare poate să apară fisurarea la cald datorită prezenței unei faze lichide în volumul solidificat.

În ceea ce privește combinația cupru și fier, din punct de vedere al caracteristicilor atomice se remarcă o asemănare între aceste elemente determinată de faptul ca ambele prezintă același tip de rețea cristalină la temperaturi ridicate, cu parametrii rețelelor de valori apropiate, la fel și razele atomice. Cuprul formează cu fierul o soluție solidă, limita de solubilitate a fierului în cupru topit fiind de aproximativ 3%. La temperatura ambiantă solubilitatea relativă a celor două elemente scade la aproximativ 0,2-0,3%. Elementele prezente alături de fier în oțel influențează în mod diferit solubilitatea relativă a fierului în cupru. Carbonul are un efect negativ, iar siliciul și manganul o îmbunătățește. Din punct de vedere al caracteristicilor termofizice cele două elemente se deosebesc semnificativ. În cazul sudobrazării celor două materiale, avînd în vedere ca oțelul nu se topește, această problemă este mai puțin gravă, [29].

Asa cum s-a arătat mai sus, o problema care creează dificultăți la sudobrazarea tablelor zincate utilizând un material de adaos de tip aliaj de cupru o constituie fragilizarea materialului în zona îmbinării. Sub acest aspect au fost observate trei tipuri de mecanisme de fragilizare, [30]:

a. Fragilizarea datorată metalului lichid

Acest fenomen se produce în timpul procesului de sudobrazare prin umectarea peretilor rostului de materialul de adaos (zinc) care se topește. Are loc o difuzie a zincului de-a lungul graniței primare de grăunți austenitici. Prezența feritei poate reduce fragilizarea la limita graniței de grăunți, [31].

Fenomenul a fost studiat în cazul unor aliaje de Zn lichid și Cd+5%Zn, Cd+50%Zn observându-se că tipul metalului lichid influențează plasticitatea oțelului, [32]. Ductilitatea scade cu creșterea conținutului de zinc și de cadmiu. Aceasta scadere a plasticității a fost asociată cu schimbarea mecanismului efectiv de rupere, de la transcristalin la intercristalin.

Compoziția chimică a materialului de bază influențează sensibilitatea acestuia la fragilizarea prin metal lichid. Un efect nociv îl are prezența staniului, plumbului și bismutului.

b. Fragilizarea datorată hidrogenului

Se consideră că fragilizarea indusă de hidrogen este unul din mecanismele cele mai importante de rupere ale structurilor galvanizate. Fenomenul se produce atunci când duritatea materialului depășește nivelul 34HRC sau 340 HV. Procesul de producere a oțelului, sudarea și decaparea sunt posibile surse pentru hidrogenul difuzibil. De obicei, sunt adăugați inhibitori în metalul lichid pentru evitarea acestei probleme, [33].

În cazul sudobrazării tablelor zincate reducerea pericolului de fisurare indusă de hidrogen presupune evitarea introducerii hidrogenului în material în timpul procesului de îmbinare prin alegerea corespunzătoare a materialelor de sudare – sârme, electrozi, gaze.

c. Fragilizarea datorită stratului intermediar format din compuși intermetalici Fe-Zn

Reducerea gravității acestui fenomen presupune alegerea convenabilă a procedurii și regimului de imbinare, astfel încât dimensiunea acestui strat să fie cât mai redusă. Sudobrazarea reprezintă, fără îndoială, o opțiune favorabilă sub acest aspect, [34].

2.4 Procedee de sudobrazare aplicabile pentru îmbinarea tablelor galvanizate

2.4.1 Sudobrazarea cu gaz

Sudobrazarea cu gaz operează la o temperatură scăzută. Materialul de bază nu se topește și stratul de zinc este doar parțial distrus. Materialul de adaos este format, de regulă, din 60% cupru și 40% zinc. Temperatura în zona de sudare are valoarea de cca. 900-910⁰C. Aliajul asigură o acoperire corespunzătoare, atât la rădăcină, cât și la suprafața îmbinării realizând o protecție bună contra coroziunii. Ca alternativă la acest aliaj se mai folosește și bronz cu siliciu, care conține Cu și 1,5-3%Si. Acesta este folosit atunci când îmbinarea este supusă unei solicitări mai mari și totodată crește temperatura de realizare a îmbinării, [20].

Procedeul de sudobrazare necesită folosirea unui flux decapant care se aplică abundent pe fețele rostului și pe vergea materialului de adaos înainte de procesare. Pentru aceeași grosime de material dimensiunea diuzei arzătorului la sudobrazare este mai mică decât cea utilizată la sudare. Se recomandă ca diametrul materialului de adaos să aibă valoarea 0,5 din grosimea materialului de bază, [35].

2.4.2 Sudobrazarea MIG

La sudobrazarea MIG a tablelor galvanizate se folosește transferul în scurtcircuit sau în impulsuri. Protecția arcului și a băii se face cu gaz inert (100% Ar sau un amestec Ar-He). Ca material de adaos se folosesc sârme din bronz de aluminiu care au temperatura de topire scăzută (1000-1050⁰C). Un material de adaos recomandat frecvent este bronzul cu 1,5-3% siliciu. Utilizând acest material și o sârmă cu diametrul 1 mm se recomandă următorii parametrii de sudare pentru îmbinarea prin transfer în scurtcircuit a unor table cu grosimea 1,2-2,7mm: curent de sudare 110-140A, tensiune a arcului 13,5-15V, viteza de avans a sârmei 127-169 mm/s, debitul gazului de protecție 14 l/min, [36].

La sudobrazarea MIG alegerea curentului de sudare este critică. Un curent prea mare poate face ca diluția fierului și zincului în masa de cupru să fie mare, lucru care conduce ulterior la fisuri, iar un curent prea mic poate cauza defecte ca lipsă de legătură sau depunere neuniformă. Evitarea acestor probleme se poate face prin utilizarea metodei de transfer în impulsuri.

Datorită energiei liniare mici, pentru a obține o pătrundere bună la sudobrazarea cap la cap este necesar un rost cu deschidere mai mare decât cel recomandat la sudare. Totodată, pentru a avea controlul asupra geometriei rădăcinii, este necesară folosirea unui suport din cupru la rădăcină.

Pentru a opera cu o energie liniară redusă sunt necesare viteze de sudare mari, ceea ce impune folosirea mecanizării sau automatizării. Practic, realizarea sudobrazării în varianta semimecanizată poate fi utilizată doar la prinderea provizorie.

Îmbinarea rezultată are rezistență la rupere și coroziune ridicată,[37].

2.4.3 Sudobrazarea WIG

Sudobrazarea WIG se realizează în curent continuu polaritate directă sau în curent alternativ utilizând un material de adaos de tip bronz cu siliciu. La utilizarea unui electrod de wolfram cu diametrul 1,6-2 mm și a unui material de adaos cu diametrul 1,6 mm se recomandă un curent de sudare de 35-45A, debitul gazului de protecție fiind de cca 8 l/min, [38].

Pentru a menține căldura la valori scăzute se utilizează două tehnici operatorii și anume: îndreptarea arcului spre materialul de adaos și introducerea materialului de adaos în arcul pentru topire și depunere în rost, respectiv culcarea sârmei electrod în rost și topirea ulterioară a acesteia.

Procedeul WIG se pretează, cu precădere, la reparații prin sudobrazare.

2.4.4 Sudobrazarea cu laser

Utilizarea laserului este recomandată atât pentru îmbinarea tablelor zincate prin sudobrazare cu table zincate, cât și cu aluminiu, [39]. Îmbinarea se realizează prin suprapunere cu aportul unui material de adaos printr-o tehnică similară îmbinării prin sudare MIG, figura 2.6.

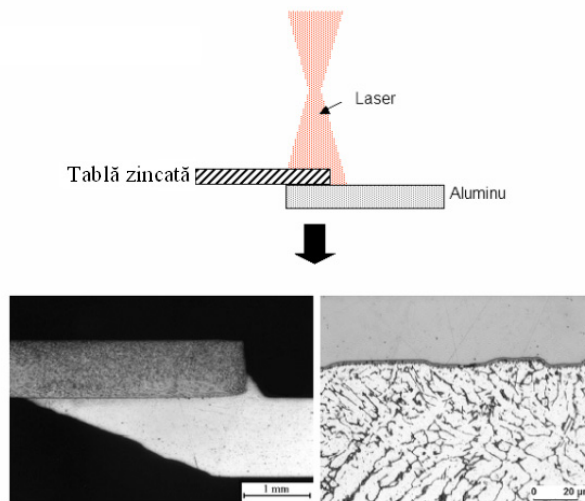


Figura 2.6 Procedeul de sudobrazare cu laser [39]

Materialele de adaos sunt, în general, aliaje Al-Si sau Zn-Al, utilizate, în primul rând, din cauza punctului lor de topire scăzut.

De regula, în cazul unei îmbinări eterogene tablă zincată-aluminiu, aluminiul este plasat în partea inferioară a îmbinării, figura 2.6. Îmbinarea se realizează prin defocalizarea fasciculului laser pe tabla zincată care nu se topește, transferul energiei se face prin conducție termică prin tabla de oțel zincat către aluminiu, acesta fiind singurul material care se topește.

2.5 Probleme generale la îmbinarea tablelor zincate cu aluminiu

Pentru rezolvarea unor probleme de coroziune și obținerea simultană a unei construcții ușoare, în practică este necesară realizarea unor îmbinări disimilare între elemente din oțel zincat și aluminiu, [40].

Îmbinarea prin sudare a combinației de materiale de bază oțel și aluminiu este dificilă, datorită problemelor legate de incompatibilitatea metalurgică și fizică a caracteristicilor celor două materiale. Sub aspect metalurgic, aluminiul formează cu fierul soluții solide, faze intermediare formate din compuși intermetalici și eutectici. Solubilitatea fierului în aluminiu este nesemnificativă. La conținuturi reduse de fier în aluminiu apare compusul intermediar Fe_3Al , conținând cca 34% Fe. La conținuturi mai mari de aluminiu apar compușii intermediari $FeAl_2$ (66% Fe), Fe_2Al_5 (70,2% Fe), $FeAl_3$ (74,5% Fe), [41].

Prezența acestor compuși intermetalici face dificilă îmbinarea prin sudare.

O a doua dificultate la sudarea îmbinării eterogene oțel-aluminiu se datorează diferenței mari între temperatura de topire a oțelului ($1536^{\circ}C$) și temperatura de topire a aluminiului ($660^{\circ}C$). În cazul utilizării unor procedee de sudare prin topire este dificil de topit cele două materiale de bază într-o baie comună.

Motivele menționate mai sus fac extrem de dificilă utilizarea procedeelelor de sudare prin topire pentru realizarea acestui tip de îmbinare eterogenă. Sunt de preferat procedee de îmbinare la care nu se produce o topire a materialelor (procedee de sudare prin presiune sau ultrasunete), [42] sau procedee la care energia introdusă la sudare să fie ct mai redusă. Din aceste considerente, utilizarea unui procedeu de sudobrazare poate reprezenta o alternativă favorabilă utilizării unui procedeu de sudare prin topire conventional, [43]. În acest caz, în timpul procesului de îmbinare se topește practic doar materialul cu temperatura de topire mai redusă, în cazul de față, aluminiul. Materialul de adaos se alege în funcție de caracteristicile aluminiului.

În mod efectiv, procesul de sudobrazare a aluminiului cu oțelul constă în topirea aluminiului din materialul de adaos și materialul de bază și depunerea materialului topit pe suprafața tablei zincate. Legătura dintre aluminiu și tabla de oțel este preponderent mecanică, datorită contracției aluminiului prin răcirea bruscă în contact cu suprafața netopită a oțelului, [44].

Este de menționat că la această îmbinare eterogenă, așa cum s-a arătat în capitolul precedent, zincul prezent la suprafața materialului se comportă ca un decapant în zona îmbinării, favorizând procesul de îmbinare. Un alt factor benefic introdus prin zincare este rugozitatea mărită a suprafeței materialului de baza în zona unde are loc îmbinarea. Prezența zincului are însă și un efect negativ prin favorizarea producerii porilor în îmbinare, [45].

2.6 Probleme generale la îmbinarea cuprului cu aluminiul

Îmbinarea cuprului cu aluminiul este utilizată pe scară largă în construcția sistemelor de răcire și a componentelor de acumulator. În general, la aceste aplicații se îmbină țevi cu diametrul 3 -20 mm și grosimea peretelui 0,5 - 1,6 mm.

Realizarea îmbinării prin sudare între cupru și aluminiu este dificilă datorită deosebirilor mari dintre caracteristicile fizice ale celor două materiale, respectiv a

incompatibilității metalurgice a lor. Cele două metale au o solubilitate parțială în stare solidă, între ele formându-se compuși intermetalici fragili. Astfel, în zona de trecere a îmbinării sudate între cele două materiale la interfața cu cuprul se formează compușii Cu_3Al_2 și $CuAl_2$ cu grosime de 3-10 μm , iar la interfața cu aluminiul o fâșie de soluție solidă de cupru în aluminiu cu aceleasi dimensiuni, [29].

Proprietățile mecanice ale îmbinării depind de grosimea stratului intermediar format din compuși intermetalici și de uniformitatea acestuia pe secțiune. Duritatea mare (450-550 HV) a stratului intermediar format din compuși intermetalici afectează rezistența la rupere a îmbinării dacă grosimea acestui strat este peste 20 μm , [46]. Rezistența la rupere a îmbinării eterogene poate fi crescută prin alierea cusăturii cu siliciu 4-5% și zinc 6-8% sau nichel 3%, [47], [48].

Cele două materiale au capacități de deformare diferită la cald, lucru care ar putea fi compensat prin alegerea unor geometrii diferite a celor două materiale în zona îmbinării.

Îmbinarea eterogena între cupru și aluminiu se poate realiza prin diferite procedee de sudare, fiind preferate, din motivele expuse mai sus, procedeele de sudare care nu conduc la o topire a materialelor. Astfel, s-au obținut rezultate bune prin sudare prin frecare, sudare la rece, sudare prin difuzie, sudare electrică prin presiune, [47,], [48], [49].

În cazul sudării prin frecare se recomandă tratarea termică înainte de sudare a cuprului pentru a reduce pericolul de durificare a sa. [50].

Prin sudarea la rece, pentru a nu afecta rezistența îmbinării sudate, este de dorit ca grosimea stratului cu compuși intermetalici fragili să fie sub 10 μm . Având în vedere ca grosimea stratului de difuzie în zona de interfață depinde de timp și temperatură, pentru a păstra acest strat la dimensiuni acceptabile se recomandă ca îmbinările sudate la rece între cupru și aluminiu să fie exploatate la temperaturi sub 175°C, [51].

Cuprul cu aluminiul se îmbină uzual și prin sudare electrică prin presiune cap la cap. În acest caz volumul compușilor intermetalici din zona îmbinării poate fi redus prin acoperirea suprafeței de cupru cu un strat de zinc, aluminiu, argint sau nichel, [52]. La aplicarea procedurii de sudare electrică prin presiune prin topire intermediară se obțin rezultate bune datorită ruperii și expulzării stratului intermediar format din compuși intermetalici în bavura creată prin sudare, [53].

În principiu, este posibilă și sudarea MIG după o acoperire prealabilă a piesei de cupru cu un strat de zinc cu grosime 50-60 μm . Ca material de adaos se poate utiliza o sârmă de aluminiu cu 4-5% Si, [29].

Este posibilă, de asemenea, aplicarea unor procedee de sudare prin topire caracterizate prin încălzire redusă a materialului ca, de pildă, sudarea cu fascicul laser, [29].

Față de procedeele de sudare prin presiune utilizarea unui procedeu de sudare prin topire pentru realizarea îmbinării eterogene analizate ar putea conduce la un grad mai mare de universalitate a aplicațiilor sub aspectul formei și dimensiunilor elementelor care se sudează, permițând, în același timp, asigurarea unei productivități mărite a procesului de îmbinare. Producerea compușilor intermetalici ar putea fi influențată în mod favorabil prin plasarea în îmbinare între cele două materiale de bază a unui material intermediar, compatibil sub aspect metalurgic cu materialele de bază. Apare, ca atare, rațională cercetarea posibilităților de dezvoltare a unor noi tehnici de îmbinare prin topire aplicabile. Sudobrazarea prin procedeu CMT reprezintă o oportunitate excelentă pentru realizarea acestui deziderat, [54].

Ca urmare, în cadrul tezei de doctorat s-a urmărit cercetarea posibilității de îmbinare a cuprului cu aluminiu prin procedeul de sudobrazare CMT folosind un strat intermediar dintr-un material adecvat, nichel. Cercetarea a fost orientată cu precădere spre analiza stratului intermediar format din compuși intermetalici, [55].

Studiul stratului intermediar format din compuși intermetalici este strâns legat de evoluția temperaturii în zona îmbinării, temperatura care este condiționată de energia liniară introdusă în îmbinare.

Măsurarea temperaturii în zona sudurii este însă dificilă cu mijloace clasice și, de aceea, apare ca rațională utilizarea tehnicii de măsurare prin termografie în infraroșu. Acest tip de măsurare este însă influențat în mod esențial de valoarea reală a coeficientului de emisivitate, acesta depinzând de temperatură. În general, pentru suprafețe vopsite, lăcuite, oxidate, eloxate se folosește valoarea $\varepsilon = 0,9$ pentru coeficientul de termoemisivitate, [55].

Coeficientul „ ε ” depinde însă de natura și gradul de prelucrare a suprafeței. Valoarea reală a acestui coeficient este importantă, mai ales, în cazul unor materiale care au o reflexivitate înaltă, cum sunt materialele tratate în acest capitol, Al și Cu, [55].

Din acest motiv a devenit necesară determinarea experimentală în cadrul tezei a modului de variație a coeficientului de emisivitate al cuprului cu temperatura.

2.7 Sudobrazarea cuprului cu aluminiu

Așa cum s-a specificat mai sus, sudobrazarea poate fi o alternativă favorabilă pentru realizarea îmbinării eterogene cupru-aluminiu. În acest caz, utilizarea unui material intermediar plasat între cele două materiale ar putea reduce diluția aluminiului în cupru și, prin aceasta, influența favorabil procesul de îmbinare. Ca material pentru stratul intermediar poate fi considerat nichelul, [55].

Diagrama binară Al-Ni este prezentată în figura 2.8 și cuprinde două soluții solide cu structură cubică cu fețe centrate (Al) și (Ni) și compușii intermetalici Al_3Ni , Al_3Ni_2 , AlNi , Al_3Ni_5 , AlNi_3 , [56].

Solubilitatea în stare solidă a Ni în Al este limitată; s-a determinat experimental o scădere a acesteia de la 0,11 at% Ni la temperatura euctectica până la 0,01at%Ni la 500°C, [56].

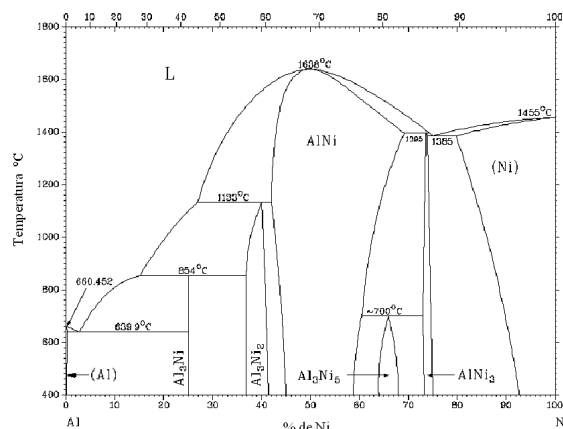


Figura 2.8 Diagrama binară Al-Ni[57]

Nichelul dizolvă aluminiul în soluție solidă până la max 21,2 at.%Ni la temperatura eutectică de 1385 °C. În soluție suprasaturată de Ni primele precipitate de Al_3Ni se formează coerent cu matricea.

Conform determinărilor experimentale efectuate în cadrul tezei, temperatura în zona de sudobrazare este între 600-800K (327-527°C). Ca urmare, la utilizarea unui strat intermediar din nichel în cazul îmbinării prin sudobrazare a cuprului cu aluminiul se formează compusul intermetalic Ni_3Al . Această componentă este faza γ' care precipită în soluția solidă γ cubică cu fețe centrate a nichelului, aspect care face să crească rezistența la rupere și la curgere, [57].

2.8 Verificarea posibilității de utilizare a procedurii CMT pentru realizarea unor îmbinări eterogene

Pentru a verifica aptitudinea procedurii CMT pentru a fi utilizat la realizarea îmbinărilor eterogene din cadrul cercetării doctorale s-a efectuat un program de cercetare preliminar prin care s-a urmărit compararea acestui procedeu cu sudarea clasică MIG în varianta cu transfer prin scurtcircuit (arc scurt).

În cadrul acestui program experimental s-au realizat îmbinări prin cele două procedee la o anumită energie liniară urmărindu-se aspectul și structura îmbinării și, în mod particular, distrugerea stratului de zinc.

Materialele utilizate pentru îmbinări, au fost următoarele:

- material de bază: tablă de oțel galvanizat (zincat), grosimea 0,8 mm;
- material de adaos: sârmă din aliaj $CuSi3$, \varnothing 1,2 mm.

Examinarea metalografică s-a executat conform SR 5000 -1997 utilizând ca reactivi nital 2% pentru tabla de oțel și clorură cuprică amoniacală pentru partea de cupru.

S-au obținut următoarele rezultate:

a. Îmbinare realizată prin procedeul CMT

Aspectul probei sudobrazate este prezentat în figura 2.8, în îmbinare nu se observă imperfecțiuni de sudobrazare.

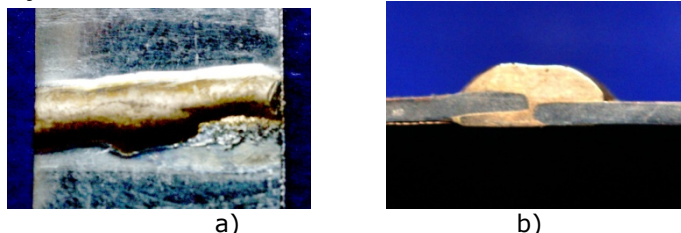


Figura 2.8 Proba sudobrazată CMT,
a) radacina , b) secțiune transversală

Rezultatele analizei microscopice sunt conținute în figura 2.9 și figura 2.10.

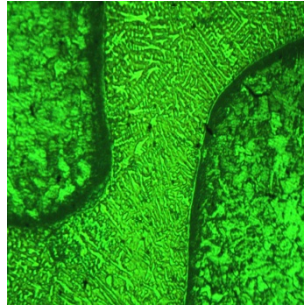
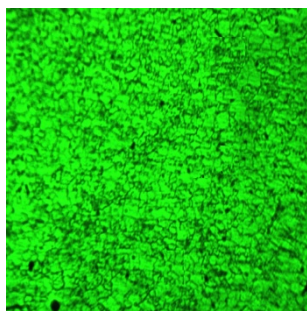
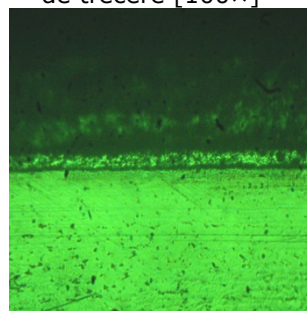


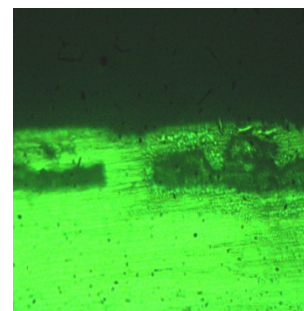
Figura 2.9 Analiză micrografică pe probă obținută cu procedeul CMT îmbinare - zona de trecere [100×]



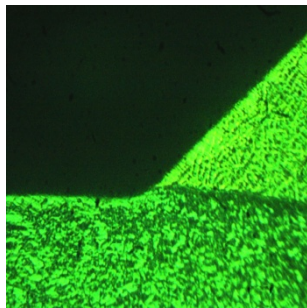
a) MB [100×]



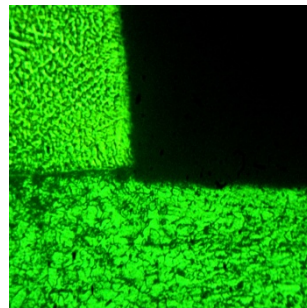
b) MB+Zn [100×]



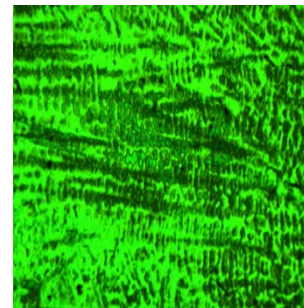
c) MB+Zn, defect [100×]



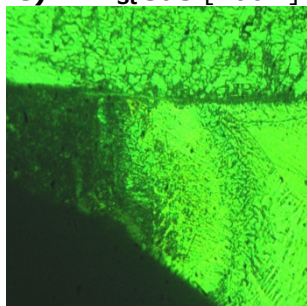
e) ZIT_{st} sus [100×]



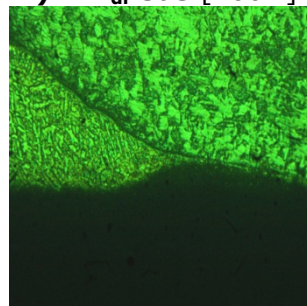
f) ZIT_{dr} sus [100×]



d) SB [100×]



g) ZIT_{st} jos [100×]



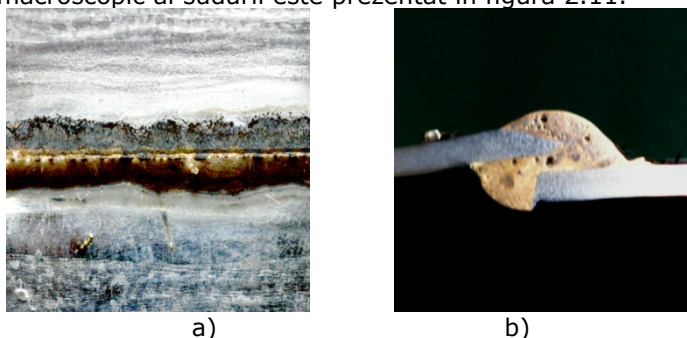
h) ZIT_{dr} jos [100×]

Figura 2.10 Analiză micrografică realizată pentru probele îmbinate prin procedeul CMT

După cum se observă în figura 2.10 structura în zonele specifice îmbinărilor sudobrazate (MB-material de bază, ZIT-zona influențată termic, SB-sudobrazare) este formată din ferită și perlită în MB și ZIT, soluție solidă α Cu, cu particule disperse de Si (structură dendritică de turnare), cu formarea unui strat intermediar format din compuși intermetalicii Cu-Fe-Zn în zona de trecere. Nu s-au decelat imperfecțiuni în îmbinare.

b. Îmbinare realizată prin procedeul MIG-ShortArc

Aspectul macroscopic al sudurii este prezentat în figura 2.11.



a) rădăcina , b) secțiune transversală
Figura 2.11 Proba sudată MIG
a) rădăcina , b) secțiune transversală

În secțiunea transversală a îmbinării se observă goluri cu diferite diametre, cauzate de oxidul de zinc. Un alt aspect vizibil este prezența unor stropi pe suprafața zincată a căror îndepărtare este dificilă întrucât ar duce la distrugerea stratului de zinc. În jurul îmbinării s-a exfoliat parțial stratul de zinc și au apărut insule de oxid de zinc care fac ca procedeul să nu poate fi folosit datorită faptului că materialul nu mai îndeplinește condițiile de protecție împotriva coroziunii

Rezultatele examinării microscopice sunt prezentate în figura 2.12 și figura 2.13.

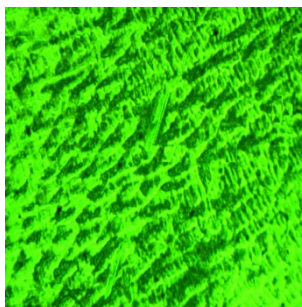


Figura 2.12 Analiză micrografică realizată pe probă obținută cu procedeul MIG-shortarc sud [100 \times]

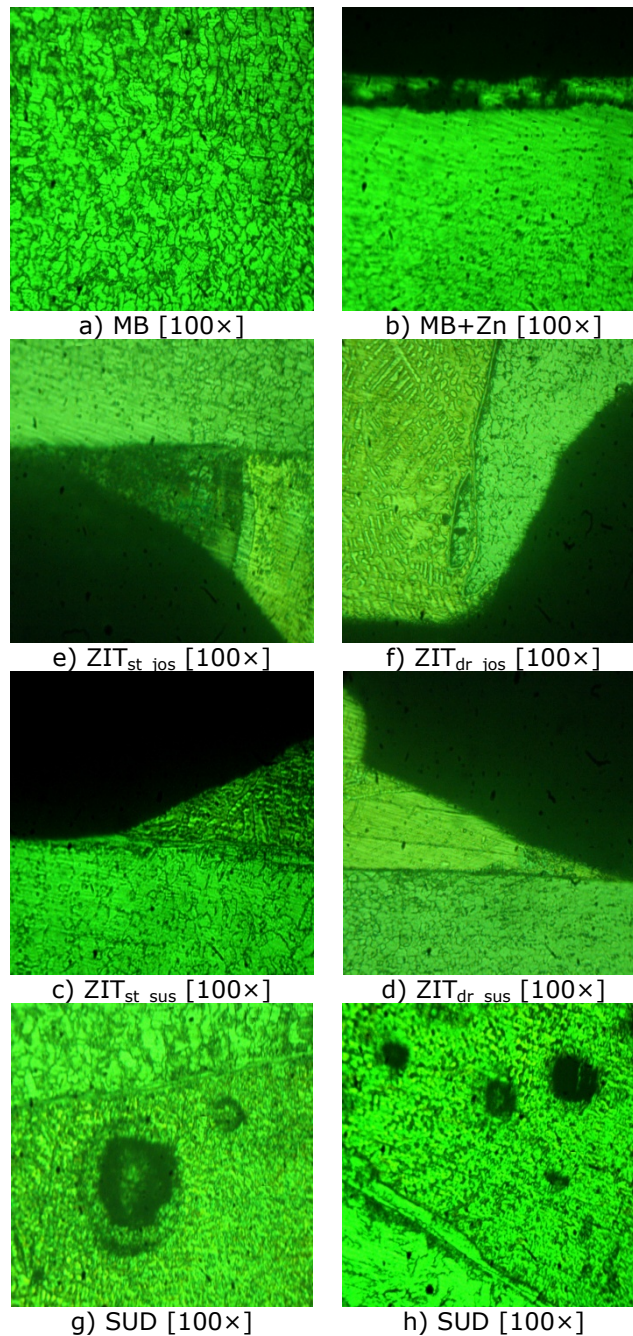


Figura 2.13 Analiză micrografică realizată pentru procedeul MIG-ShortArc

Structura în zonele specifice îmbinărilor este asemănătoare cu cea observată la îmbinarea sudobrazată CMT. Se remarcă, însă, o depreciere a stratului de zinc prin subțierea acestuia până la dispariție locală. În același timp, grosimea stratului

2.8. Verificarea posibilității de utilizare a procedurii CMT 35

intermediar format din compuși intermetalici este mai mare decât cea identificată la îmbinarea CMT, iar stratul de zinc este distrus pe porțiuni mai mari.

În îmbinarea sudată se observă goluri de diferite dimensiuni.

Comparând cele două procedee de îmbinare utilizate se pot formula următoarele concluzii:

a. din punctul de vedere al procesului de îmbinare se remarcă o dificultatea mai mare de execuție în cazul îmbinării MIG shortarc comparativ cu îmbinarea CMT; procesul de sudare MIG este mai puțin stabil decât procesul CMT, în timpul procesului producându-se un număr considerabil de stropi;

b. în zona influențată termic la ambele procedee se remarcă o difuzie a zincului, dar extinderea ZIT este mai puțin extinsă în cazul CMT;

c. o conservare a stratului de zinc la îmbinarea MIG shortarc nu este posibilă, chiar în condițiile utilizării unei energii liniare relativ reduse;

d. în cazul îmbinării CMT are loc o conservare parțială a stratului de zinc, regimul de îmbinare influențând în mod semnificativ acest proces;

e. la ambele procedee, datorită răcirii rapide, oxidul de zinc este prins în matricea îmbinării sub formă de pori, numărul și dimensiunea acestora fiind însă mai reduse la procesul CMT.

Pe baza observațiilor de mai sus se apreciază că procedeul de sudobrazare CMT reprezintă o alternativă favorabilă față de sudarea clasică MAG pentru a fi utilizat la realizarea îmbinării tablelor zincate.

3 Obiectivele tezei de doctorat și echipamentele utilizate

3.1 Obiectivele tezei de doctorat

Având în vedere oportunitățile ce pot fi oferite de utilizarea noii variante de procedeu MAG-CMT în condiții alese astfel încât îmbinarea să se realizeze printr-un proces de sudobrazare s-a ales ca tematică a tezei de doctorat optimizarea procesului de realizare prin sudobrazare prin procedeul MAG-CMT a unor îmbinări între materiale cu comportare dificilă la sudare și de grosime mică (sub 1,5 mm).

Ca materiale de bază au fost luate în considerare table zincate din oțel, aluminiu și cupru, urmărindu-se realizarea unor îmbinări omogene între table zincate, precum și a unor îmbinări eterogene între tablă zincată și aluminiu, respectiv aluminiu și cupru. În felul acesta, programul de cercetare este derulat pe 3 combinații de materiale de bază.

Optimizarea propriu zisă a procesului de îmbinare pentru cele 3 cazuri se efectuează pe cale experimentală pe baza unor experimente factoriale care urmăresc studierea simultană a influenței principalilor parametri tehnologici de sudobrazare asupra criteriului de optimizare.

Funcția obiectiv avută în vedere pentru optimizarea procesului de îmbinare a tablelor zincate este grosimea stratului de zinc în zona îmbinării, prin procesul de optimizare urmărindu-se maximizarea acestei funcții în condițiile asigurării caracteristicilor mecanice (apreciate prin încercarea de forfecare) ale îmbinării. Se are în vedere, de asemenea, studierea stratului intermetalic format în îmbinare la separația dintre îmbinare și materialul de bază care nu se topește.

În cazul îmbinărilor eterogene dintre tabla zincată și aluminiu, respectiv aluminiu și cupru optimizarea procesului de sudobrazare se efectuează prin studiul rezistenței la rupere. Prin analiza transformărilor care se produc în zona de trecere a îmbinării se determină dependența dintre parametrii de proces, dimensiunea zonei critice și caracteristicile mecanice ale îmbinării.

Cercetarea doctorală urmărește, de asemenea, modelarea câmpului termic și a deformațiilor în îmbinările din table subțiri realizate prin sudobrazare.

Ca parametri ai procesului de sudobrazare au fost luați în considerare curentul de sudobrazare, viteza de sudobrazare, factorul de corecție al lungimii arcului și factorul dinamic al sursei de sudare, [58].

În mod efectiv, prin cercetarea doctorală se urmăresc următoarele obiective:

a. **Optimizarea procesului de sudobrazare a îmbinărilor omogene între table zincate**, [59] (material de adaos CuSi_3 , grosimi de tablă 0,7; 0,8; 1,0 și 1,5):

- Cercetarea influenței conținutului de zinc asupra procesului de sudobrazare sub aspectul umectării, al stabilității arcului electric și al apariției porilor;
- Determinarea influenței factorului de corecție dinamic și a factorului de corecție al lungimii arcului asupra energiei liniare;

- Determinarea dependenței dintre parametrii de proces și grosimea stratului de zinc conservat după sudobrazare;
- Modelarea în programul MatLab a relației dintre parametrii de proces și grosimea stratului de zinc conservat în relație cu temperatura și deformațiile produse;

- Determinarea experimentală a condițiilor optime de sudobrazare;
- Determinarea relației dintre energia liniară și grosimea stratului intermediar format din compuși intermetalici.

b) **Optimizarea procesului de sudobrazare a îmbinărilor eterogene dintre table zincate și aluminiu**, [60] (grosime 1,0 mm):

- Cercetarea influenței realizării procesului de sudobrazare în impulsuri comparativ cu cazul utilizării unui curent constant

- Determinarea experimentală a condițiilor optime de sudobrazare
- Determinarea dependenței dintre energia liniară și grosimea stratului de difuzie a zincului în aluminiu;

- Analiza structurilor formate în îmbinare în zona de trecere spre aluminiu, respectiv tabla zincată.

c) **Optimizarea procesului de sudobrazare a îmbinărilor eterogene dintre cupru și aluminiu**, [61] (grosime 1,0 mm cu strat intermediar de nichel cu grosime 20 μm și 40 μm):

- Determinarea experimentală a modului de variație a coeficientului de termoemisivitate a cuprului cu temperatura;

- Cercetarea posibilității de utilizare a unui material intermediar (nichel) la realizarea îmbinării eterogene și evaluarea influenței dimensiunii acestui strat asupra caracteristicilor îmbinării;

- Analiza dependenței dintre energia liniară utilizată în procesul de sudobrazare și grosimea stratului intermediar format din compuși intermetalici;

- Determinarea experimentală a condițiilor optime de sudobrazare.

3.2 Echipamentul utilizat pentru cercetarea experimentală

Programul experimental de sudobrazare prin procedeul CMT a fost realizat în laboratoarele Institutului național de cercetare dezvoltare în sudură și încercări de materiale ISIM Timișoara utilizând un post de sudare compus din următoarele elemente, figura 3.1:

- Sursă de sudare MIG/MAG CMT cu pistol de sudare și dispozitiv tampon pentru variațiile vitezei de avans a sârmei, având curentul nominal maxim de 270 A;

- Tractor de sudare prevăzut cu cale de rulare (pentru sudare mecanizată);

- Masa de poziționare;

- Piese de adaptare pentru blocul de traductoare.

A fost, de asemenea, utilizat un sistem computerizat de monitorizare a procesului, tip μQAS , dotat cu procesor 16 biți; sistem de operare Windows XP; limbaj de programare evoluat; funcțiuni de software uzuale pentru sudare; intrări pentru traductoare de tensiune, curent, viteza sârmei și debit de gaz; ieșiri tip releu pentru semnale de avertizare; memorie 500 MB, cu încărcare circulară; transfer de date pe computer, prin interfață specială,

respectiv un bloc de traductoare pentru înregistrarea curentului de sudare, a tensiunii arcului de sudare, a debitului de gaz și a vitezei de avans a sârmei.



Figura 3.1 Postul de sudobrazare

Principalul element al echipamentului de cercetarea experimentală îl constituie sursa de sudare care este de tip sinergic, parametrii de sudare principali fiind corelați pe baza unor valori optimizate, determinate prin experiența producătorului sursei. Sursa este prevăzută cu un programator de proces cu microprocesor care permite selectarea tipului materialelor de adaos, a diametrului acestora, respectiv prescrierea anumitor valori ale parametrilor de sudare principali.

Sursa de sudare este prevăzută cu un dispozitiv de compensare a variațiilor vitezei de avans a sârmei. Acest dispozitiv permite realizarea unei curburi de rază variabilă a sârmei de adaos care este necesară pentru antrenarea sub formă de impulsuri mecanice a sârmei de către mecanismul de avans al sârmei cu acționare de împingere și tragere a sârmei (push-pull).

La echipamentul de sudare utilizat a fost adaptat un sistem de monitorizare al parametrilor de sudare. Monitorizarea parametrilor de sudare se efectuează cu scopul de a preveni executarea unor îmbinări cu defecte care pot proveni fie din cauza unor defecțiuni de funcționare ale surselor de sudare, fie datorită unor manipulări greșite. Detectarea defectelor se realizează prin utilizarea arcului electric ca senzor de calitate.

În principiu, sistemul de monitorizare îndeplinește următoarele funcțiuni:

- semnalizarea abaterilor de la valorile recomandate ale parametrilor tehnologici în vederea corectării în timp real a parametrilor;
- evaluarea rezultatelor procesului de sudobrazare cu anumiți indicatori de calitate și pe baza criteriilor tehnico-economice stabilite, cu scopul de a perfecționa ulterior tehnologia de fabricație;
- detectarea și localizarea defectelor de îmbinare prin corelarea cu abaterile parametrilor de îmbinare de la valorile prescrise, în anumite momente, respectiv în anumite locuri.

Sistemul de monitorizare prezintă în timp real parametrii de funcționare și înregistrează acești parametri în timpul procesului efectiv. Sistemul se bazează pe metode de achiziție a datelor de înaltă rezoluție de prelucrare a acestora într-un procesor de semnal. Menținerea limitelor de toleranță pentru toți parametrii supravegheați este sintetizată pentru fiecare moment al eșantionării printr-un vector

3.2. Echipamentul utilizat pentru cercetarea experimentală 39

al abaterii. Pe baza acestui vector și a duratei abaterii fata de parametrii prescrși este determinată o notă a calității printr-o cifra în domeniul 1 - 7.

Măsurarea parametrilor de sudare se efectuează cu senzori sau traductori specializați, având sensibilitate ridicată, pentru tensiunea arcului electric, curentul de sudare, viteza de avans a sârmei și debitul de gaz. Rezultatele măsurătorilor sunt procesate de un software de nivel înalt.

Schema bloc a sistemului de monitorizare a parametrilor de sudobrazare este prezentată în figura 3.2, [59].

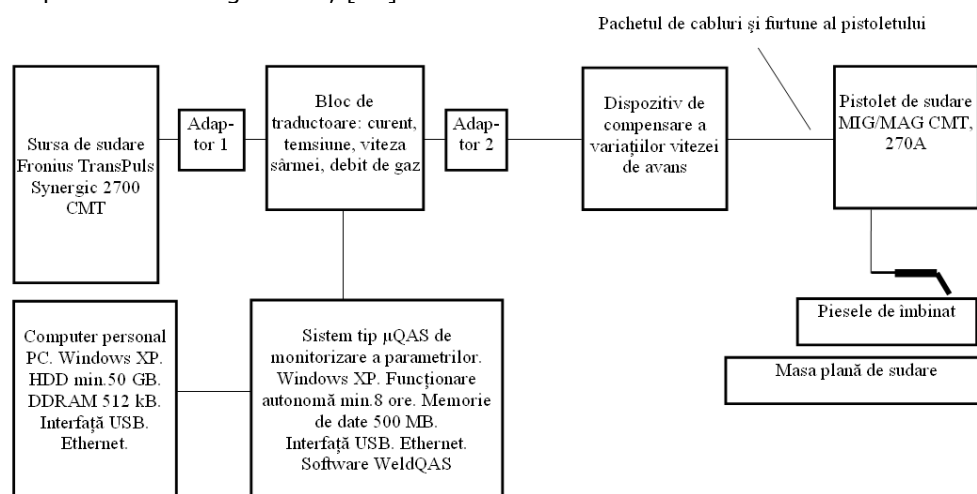


Figura 3.2 Schema bloc a sistemului de monitorizare a parametrilor de sudobrazare

Valorile parametrilor sunt actualizate după fiecare interval de 0,2 secunde, interval care reprezintă timpul minim de integrare a valorilor parametrilor, adică intervalul de timp în care sistemul calculează o valoare medie a parametrului de proces. Timpul de integrare poate fi prescris și la alte valori. În cazul timpilor de integrare mari, probabilitatea de înregistrare a abaterilor valorilor fiecărui parametru față de valoarea prescrisă este mai redusă.

În cadrul programului experimental a apărut necesitatea determinării grosimii stratului de zinc al tablelor zincate atât înainte, cât și după procesul de îmbinare. Pentru aceasta a fost utilizat un aparat de măsură – leptoscop.

Instrumentul folosit pentru măsurarea straturilor de zinc are o sondă combinată încorporată ce include ambele principii de măsurare, magnetoinductiv sau prin curenți turbionari. Sonda recunoaște tipul materialului de bază, iar aparatul se comută automat pe tipul de material de bază evaluat. Sonda este conectată la un calculator. Cu ajutorul unui program special calculatorul poate servi ca aparat de măsurare a grosimii straturilor, [55].

La efectuarea măsurătorii trebuie avute în vedere următoarele aspecte:

- precizia maximă realizabilă depinde de rugozitatea suprafeței materialului de bază;
- toți factorii care pot modifica fluxul magnetic al sondei au influență asupra indicației grosimii stratului de acoperire și, deci, asupra preciziei măsurătorii.

Deoarece câmpul magnetic al sondei de măsurare este influențat de profilul suprafeței, valoarea indicată a grosimii stratului se referă la o linie medie imaginară R_m , depinzând de rugozitatea materialului, figura 3.3.

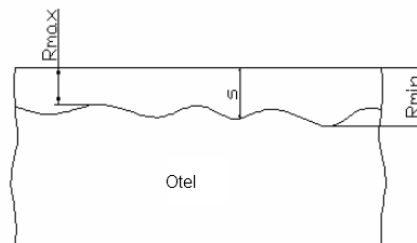


Figura 3.3 Secțiunea unei piese din oțel cu un strat de acoperire

La aparatele de măsurare magnetoinductivă a grosimii straturilor semnalul dat de sonda își modifică forma caracteristică în funcție de grosimea stratului de acoperire. Rezoluția aparatelor de măsurare a grosimii straturilor este mai mare în cazul straturilor subțiri, decât în cazul celor mai groase, fiind, de exemplu, $0,1\mu m$ pentru valori sub $100\mu m$, $1\mu m$ pentru valori mai mari, iar pentru grosimi de strat peste $10mm$, chiar $100\mu m$. În ceea ce privește incertitudinea de măsurare, situația este inversă, aceasta crește odată cu creșterea grosimii.

Erorile de măsurare pot fi evitate sau cel puțin drastic diminuate dacă aparatul și sonda sunt calibrate de către utilizatorul înainte de efectuarea măsurătorilor pe materialul care va fi cercetat. Calibrarea în două puncte este realizată de obicei între grosimea zero (corespunzătoare unui material neacoperit) și o grosime oarecare cunoscută a stratului de acoperire.

Aparatul are capacitate de memorare pentru serii de măsurători și reglaje ale instrumentului.

În cazul măsurării grosimii straturilor de acoperire este necesară o evaluare statistică a rezultatelor obținute. Pentru aceasta a fost utilizat în cadrul tezei programul de lucru STATWIN, interfața cu utilizatorul fiind prezentată în figura 3.4.

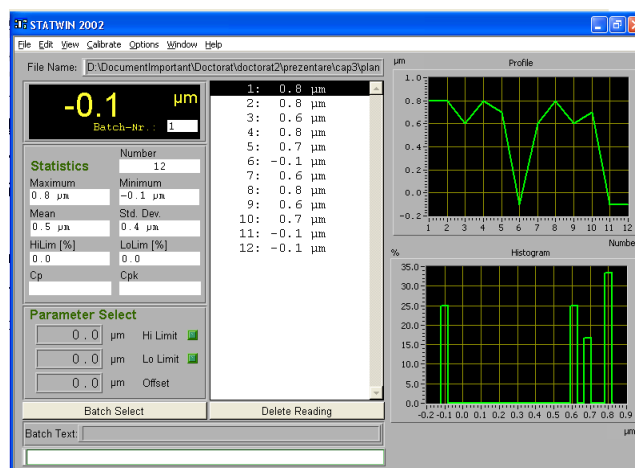


Figura 3.4 Profilul programului STATWIN

În general, piesele acoperite superficial trebuie să prezinte o anumită grosime minimă a stratului de acoperire. Standardul EN ISO 2064-2006 (Acoperiri metalice și alte acoperiri anorganice – definiții și convenții la măsurarea grosimii straturilor) stabilește cum poate fi definită fără echivoc expresia „grosimea minimă a stratului de acoperire” prin proceduri clare de măsurare. Astfel, în cazul straturilor de zinc, măsurătorile se execută în zona supusă coroziunii, în care este considerată grosimea minimă a acoperirii și anume pe o suprafață de referință, aleasă, de regulă, cu mărimea de cca 1 cm^2 , în jurul axei centrale a îmbinării.

Dacă pe o tablă sunt convenite mai multe suprafețe de referință în care trebuie măsurate grosimile locale se poate ca din valorile determinate, folosind aceeași schemă de calcul, să se stabilească media aritmetică a grosimilor (locale) ale stratului.

În cazul cercetării doctorale se va lua în considerare valoarea minimă a grosimii stratului de zinc, zona de măsurare fiind indicată în figura 3.5.

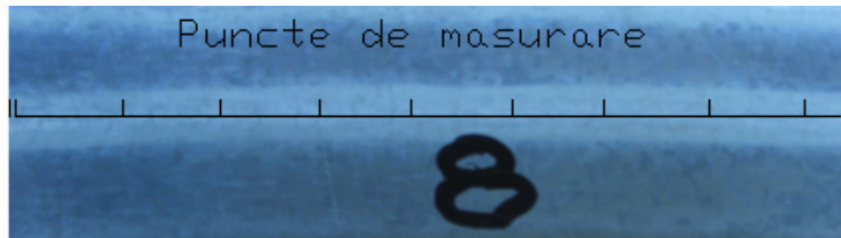


Figura 3.5 Zona de măsurare a stratului de zinc pe parte opusă a depunerii

Pe lângă această valoare minimă, programul STATWIN indică și cea mai mare valoare existentă pentru a obține o privire de ansamblu asupra domeniului de variație posibilă a grosimii acoperirii pe piesa respectivă.

4 Sudobrazarea tablelor zincate

4.1 Programul de cercetare

Sudobrazarea prin procedeul CMT reprezintă un proces foarte complex, fiind controlat de un număr mare de parametri. Așa cum s-a menționat anterior, problema principală în cazul realizării unor îmbinări între table zincate este distrugerea stratului de protecție superficială în zona îmbinării și, ca atare, este necesară adoptarea unor condiții de îmbinare care să limiteze acest fenomen. Devine, astfel, necesară optimizarea procesului de sudobrazare în scopul definirii condițiilor de îmbinare care să realizeze acest deziderat.

Optimizarea procesului de sudobrazare se efectuează în cadrul lucrării de doctorat pe bază experimentală prin derularea unui experiment factorial prin care se cercetează influența simultană a parametrilor tehnologici asupra procesului de îmbinare, [62, 63].

Funcția de răspuns avută în vedere care reprezintă criteriul de optimizare este grosimea stratului de zinc în zona îmbinării, în condițiile asigurării unor caracteristici mecanice suficiente a îmbinării apreciată prin încercarea de forfecare.

Programul de optimizare este derulat pentru îmbinări în colț prin suprapunere având în vedere ponderea mare a acestui tip de îmbinare în aplicații industriale, [64].

Programul de cercetare a presupus următoarele etape:

- alegerea materialelor pentru experimentare;
- cercetarea influenței stratului de acoperire a materialului de bază asupra procesului de umectare în timpul sudobrazării;
- optimizarea efectivă a procesului de sudobrazare;
- modelarea optimizării procesului prin maximizarea funcției obiectiv (grosimea stratului de zinc) și determinarea câmpului termic și a mărimii deformațiilor produse, [65];
- cercetarea stratului intermediar format din compuși intermetalici la îmbinările realizate între table zincate cu grosimea de 1,5mm.

Întrucât cunoașterea variației reale a temperaturii în zona îmbinării este necesară pentru operația de optimizare a fost determinat câmpul termic specific procesului de sudobrazare.

4.2 Materiale utilizate

Programul de cercetare experimentală a fost derulat pe table zincate în conformitate cu SR EN 10142-1996 având grosime de 0,7; 0,8; 1,0 și 1,5 mm, grosimi utilizate în industria constructoare de mașini și la fabricarea tubulaturii pentru aer condiționat. Grosimea stratului inițial de zinc pentru probele realizate a fost 5 μm .

Experimentările s-au efectuat pe table cu dimensiunea 200x100x3 mm. Tablele au fost decapate cu diluant înainte de sudobrazare.

Ca material de sudare a fost utilizată sârmă CuSi3, tip ER CuSi-A - conform AWS A5.7, cu diametrul de 1,2 mm.

Această sârmă de sudare se caracterizează printr-o temperatură de topire de 1025°C, o valoare mult mai ridicată decât temperatura de topire a zincului, ceea ce permite realizarea îmbinării printr-un proces de sudobrazare. Se folosește acest material deoarece conține siliciu care inhibă formarea fazelor intermetalice Fe_xCu_y și reduce diluția fierului în cupru. Rezistența la rupere a metalului depus cu sârma respectiva este $R_m=330-370 \text{ N/mm}^2$, [66].

Gazul de protecție s-a ales în urma analizei a patru dintre cele mai utilizate gaze folosite la sudobrazare și anume 100%Ar, amestec Ar+18%CO₂, amestec Ar+1%O₂ și amestec Ar+2,5%CO₂, [37]. Având în vedere stimularea coroziunii materialului în condițiile unor medii cu conținut de oxigen s-a optat pentru utilizarea unei protecții gazoase asigurate prin argon conform SR EN 439-93. În experimentări s-a folosit un debit de gaz de 12-20 l/min.

În experimentele preliminare s-a utilizat și un flux de lipire tip AG8 - conform SR EN 1045 care însă a fost eliminat la realizarea programului de optimizare propriu zisă [67].

4.3 Cercetarea influenței stratului de acoperire al materialului de bază asupra procesului de umectare în timpul sudobrazării

La utilizarea unui proces de sudobrazare este necesară asigurarea unei umectări corespunzătoare a materialului de bază prin materialul de adaos. Așa cum s-a aratat în capitolul 2, aceasta presupune existența unui unghi de umectare cu valoare cât mai redusă (sub 90°).

În general, pentru asigurarea unei umectări corespunzătoare la procesele de lipire se utilizează un flux de lipire.

În cazul sudobrazării tablelor zincate, având în vedere caracteristicile zincului este de așteptat ca funcția fluxului de decapare să fie preluată de acest element care se topește în timpul procesului de îmbinare.

Verificarea acestei ipoteze s-a realizat printr-un experiment care a constatat în realizarea unor îmbinări prin sudobrazare MIG CMT a unei table zincate, respectiv a unei table din otel nealiat, ambele cu grosime 0,8 mm, în condițiile utilizării aceluiași parametri tehnologici: curent de sudare, tensiunea arcului și viteză de sudare. A fost determinat unghiul de umectare corespunzător celor două situații prin câte 5 măsurători geometrice efectuate în secțiuni transversale ale îmbinării la distanțe de 50 mm.

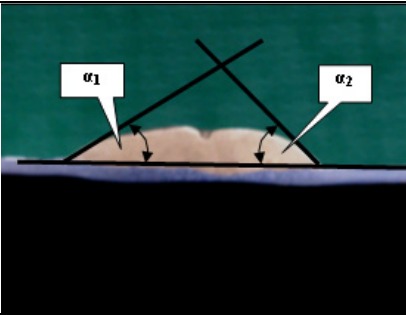
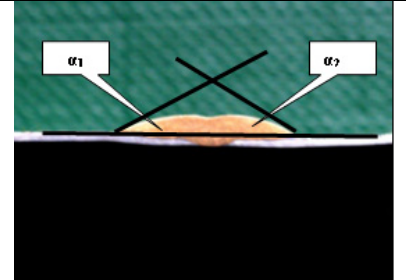
În tabelul 4.1 se indică valorile medii ale unghiurilor de umectare determinate în cazul utilizării unui curent de sudare de 63 A.

Calcularea unghiului de umectare s-a făcut cu relația:

$$\alpha = \frac{\alpha_1 + \alpha_2}{2} \quad (4.1)$$

unde α_1 și α_2 sunt unghiurile dintre planul tablei și tangenta la picătura depusă în partea considerată.

Tabel 4.1 Valorile unghiurilor de umectare rezultate experimental

Nr. încercare	Valoarea unghiului de umectare $\alpha [^{\circ}]$	Imagine și mod de măsurare a unghiului
TN2.	$\alpha_1 = 44^{\circ}$ $\alpha_2 = 40^{\circ}$ $\alpha = 42^{\circ}$	
TG1.	$\alpha_1 = 25^{\circ}$ $\alpha_2 = 23^{\circ}$ $\alpha = 24^{\circ}$	

Din datele experimentale rezultă că în cazul tablelor galvanizate unghiul de umectare este cu cca 60% mai mic decât în cazul tablelor nealiat fiind de cca 24° , valoare care îndeplinește condiția menționată ($\alpha < 90^{\circ}$). În felul acesta este justificată renunțarea la utilizarea unui flux de lipire.

Așa cum s-a arătat, prezența zincului în îmbinare poate cauza producerea unor pori. În cazul sudobrazării CMT, datorită utilizării unei energii liniare reduse, viteza de răcire a sudurii este relativ mare, fapt care favorizează producerea porilor.

4.4 Optimizarea procesului de sudobrazare

4.4.1 Programarea optimizării

În vederea optimizării procesului de sudobrazare a tablelor galvanizate cu procedeul CMT au fost selecționați următorii factori de influență, [68]:

- $x_1 \Rightarrow$ curentul de sudare $I_S [A]$
- $x_2 \Rightarrow$ viteza de sudare $v_S [cm/min]$

4.4 Optimizarea procesului de sudobrazare 45

- $x_3 \Rightarrow$ factorul de corecție a lungimii arcului $l_o = [-30; +30]$ pentru grosimile de 0,8; 1,0; 1,5 mm, respectiv factorul de corecție dinamic $I_{na} = [-5; +5]$ pentru grosimea 0,7 mm.

Ca funcție obiectiv a fost aleasă grosimea stratului de zinc y , măsurată pe suprafața tablei opusă stratului depus în axa îmbinării, așa cum s-a arătat la cap. 3.

Înainte de demararea optimizării propriu-zise au fost necesare experimentări preliminare pentru stabilirea valorilor parametrilor de îmbinare secundari care influențează în măsură redusă procesul de îmbinare și a căror valori au fost menținute constante în timpul optimizării efective. Acești parametri secundari sunt lungimea liberă a sârmei și unghiul de înclinare a arzătorului, determinați conform figurii 4. Valorile determinate pentru parametrii secundari sunt $l_c = 7-10\text{mm}$ și $\alpha = 20^\circ$.

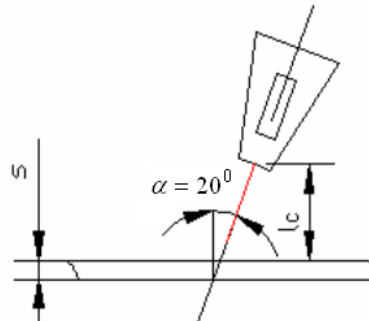


Figura 4.1 Definierea parametrilor secundari lungime liberă l_o și unghi de înclinare a capului de sudobrazare α

Strategia experimentală adoptată pentru optimizare este una secvențială, în prealabil realizându-se un program experimental preliminar pentru determinarea punctului central, urmat de un program experimental factorial de tip 2^3 de explorare în jurul celui mai convenabil rezultat obținut în urma încercărilor preliminare.

Pentru determinarea parametrilor de sudare corespunzători punctului central al experimentului, punct în care demarează optimizarea procesului, au fost realizate probe de depunere prin sudobrazare în condițiile unor energii liniare diferite. Studiul s-a realizat pe cele 4 grosimi de tablă la diferite nivele ale vitezei de sudare $v_s = 60\text{cm/min}$, $v_s = 70\text{cm/min}$, $v_s = 80\text{cm/min}$, $v_s = 100\text{cm/min}$ și $v_s = 120\text{cm/min}$.

Au fost reținute 62 regimuri de sudare în care a fost asigurată conservarea stratului de zinc în îmbinare, caracteristică determinată pe suprafața opusă depunerii (rădăcina).

Din datele experimentale a rezultat ca pentru regimurile de sudare selectate viteza de sudare crește cu creșterea grosimii materialului, domeniile de viteze de sudare acceptabile fiind 40-60 cm/min la grosime 0,7 mm, 60-80 cm/min la grosime 0,8 mm, 80-100 cm/min la grosime 1,0 mm și 80-120 cm/min la grosime 1,5 mm.

Pentru fiecare grosime de tablă au fost realizate în continuare îmbinări în colț prin suprapunere în diferite regimuri tehnologice în domeniul de viteze de sudare determinat. Au fost reținute pe baza măsurătorilor de grosime a stratului de zinc următoarele regimuri ca puncte centrale ale optimizării:

- pentru grosimea tablei de 0,7 mm sunt: $I_s = 40\text{A}$, $v_s = 50\text{cm/min}$ și $I_{na} = 0$
- pentru grosimea tablei de 0,8mm sunt: $I_s = 60\text{A}$, $v_s = 70\text{cm/min}$ și $l_o = 0$

- pentru grosimea tablei de 1,0 mm sunt: $I_S = 110A$, $v_s = 100\text{cm/min}$ și $l_0 = 0$
- pentru grosimea tablei de 1,5 mm sunt: $I_S = 125A$, $v_s = 90\text{cm/min}$ și $l_0 = 0$.

4.4.2 Program experimental - tablă zincată de grosime 0,8 mm

Coordonatele punctului central al experimentului, precum și intervalele de variație ale factorilor de influență sunt prezentate în tabelul 4.2.

Tabel 4.2 Coordonatele punctului central și intervalele de variație ale factorilor de influență pentru tablă zincată de grosime de 0,8 mm

Parametru	Valoarea codificată	Valoarea fizică		
		$x_1 \Leftrightarrow I_S$ [A]	$x_2 \Leftrightarrow v_s$ [cm/min]	$x_3 \Leftrightarrow l_0$ $10^{-1} \cdot [mm]$
Punctul central, x_{j0}	0	60	70	0
Interval variație, D_j	Δ_j	10	20	30
Nivel superior, $x_{j\text{sup}}$	+1	65	80	+15
Nivel inferior, $x_{j\text{inf}}$	-1	55	60	-15

Matricea program a experimentului factorial este prezentată în tabelul 4.3.

Tabel 4.3 Matricea program a experimentului factorial EFC 2^3 pentru tablă zincată de grosime de 0,8 mm

Număr măsurare	Nivele codificate ale factorilor de influență			Valoarea minimă a grosimii stratului de Zn $y[\mu m]$
	$x_1 \Leftrightarrow I_S$	$x_2 \Leftrightarrow v_s$	$x_3 \Leftrightarrow l_0$	
1.	1	1	-1	0
2.	-1	1	-1	2,7
3.	1	-1	-1	1,1
4.	-1	-1	-1	2,8
5.	1	1	1	1,9
6.	-1	1	1	3,6
7.	1	-1	1	3,6
8.	-1	-1	1	2,6

Pentru fiecare probă sudobrazată s-a determinat grosimea stratului de zinc determinându-se profilul de variație al acestei mărimi și histograma frecvenței de apariție a unei valori, conform figurii 4.2. Grosimea minimă a stratului de zinc pentru probele sudobrazate este prezentată în tabelul 4.3. În cazul îmbinării

realizate în punctul central s-a determinat o grosime minimă a stratului de zinc de $2,4 \mu\text{m}$.

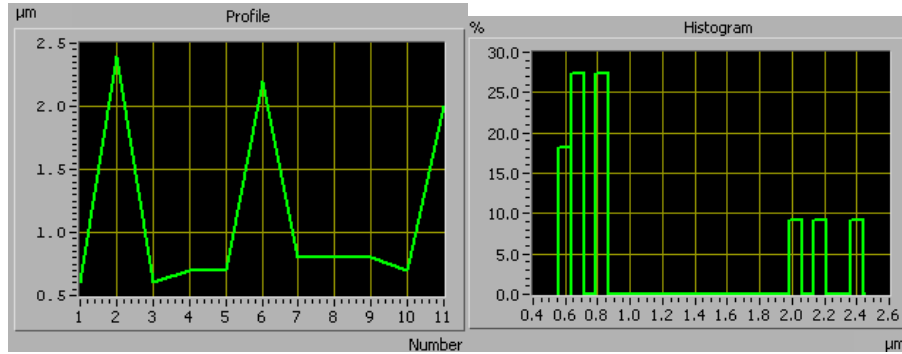


Figura 4.2 Variația grosimii stratului de zinc pentru proba 3 la grosimea de $0,8\text{mm}$

Prin prelucrarea statistică a rezultatelor experimentale s-a determinat expresia funcției obiectiv, calculele detaliate fiind prezentate în anexa 4:

$$\tilde{y} = 2,5125 - 0,4875 \cdot x_1 + 0,0875 \cdot x_2 + 0,5625 \cdot x_3 - 0,3875 \cdot x_1 \cdot x_2 + 0,3125 x_1 \cdot x_3 - 0,087 \cdot x_2 \cdot x_3 \quad (4.2)$$

Rezultatele măsurătorilor grosimii stratului de zinc și modul de calcul al funcției obiectiv pentru toate grosimile de tablă utilizate sunt prezentate în anexa 3 și, respectiv, anexa 4.

Valorile efectelor produse de factorii de influență și interacțiunile dintre aceștia sunt indicate în figura 4.3.

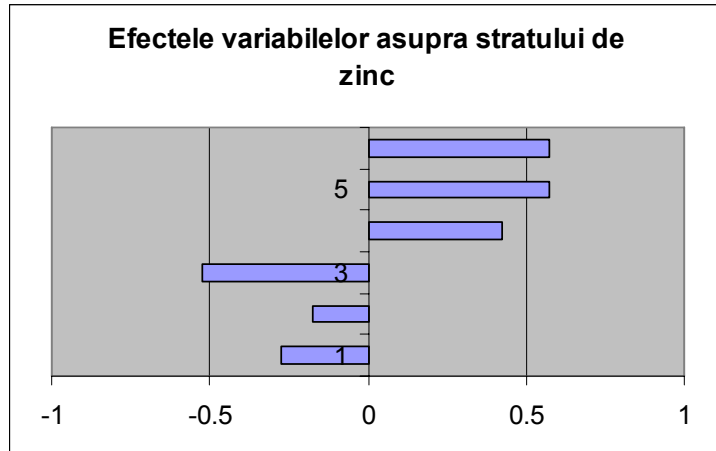


Figura 4.3 Efectul factorilor de influență asupra funcției obiectiv, tablă $0,8\text{mm}$

1 - x_1 efectul curentului de sudare, 2 - x_2 efectul vitezei de sudare, 3 - x_3 efectul factorului de corecție, 4 - efectul interacțiunii $x_1 \cdot x_2$, 5 - efectul interacțiunii $x_1 \cdot x_3$, 6 - efectul interacțiunii $x_2 \cdot x_3$

Rezultă că dintre parametrii de sudobrazare efectele cele mai pronunțate asupra grosimii stratului de zinc îl au curentul de sudare, interacțiunea factorilor curent-factor corecție și factorul de corecție al lungimii arcului.

4.4.3 Program experimental - tablă zincată cu grosime de 1,0 mm

Condițiile de efectuare a experimentului și valorile minime ale grosimii stratului de zinc determinate pentru regimurile testate sunt prezentate în tabelul 4.4 și tabelul 4.5.

Tabel 4.4 Coordonatele punctului central și intervalele de variație ale factorilor de influență pentru tablă zincată de grosime de 1,0mm

Parametru	Valoarea codificată	Valoarea fizică		
		$x_1 \Leftrightarrow I_s$ [A]	$x_2 \Leftrightarrow v_s$ [cm/min]	$x_3 \Leftrightarrow l_0$
Punctul central, x_{j0}	0	110	100	0
Interval variație, D_j	Δ_j	20	40	60
Nivel superior, $x_{j\text{sup}}$	+1	120	120	+30
Nivel inferior, $x_{j\text{inf}}$	-1	100	80	-30

Tabel 4.5 Matricea program a experimentului factorial EFC 2^3 pentru tablă zincată de grosime de 1,0 mm

Număr măsurare	Nivele codificate ale factorilor de influență			Valoarea minimă a grosimii stratului de Zn $y[\mu\text{m}]$
	$x_1 \Leftrightarrow I_s$	$x_2 \Leftrightarrow v_s$	$x_3 \Leftrightarrow l_0$	
1.	+1	+1	-1	0.5
2.	-1	+1	-1	0.9
3.	+1	-1	-1	0.5
4.	-1	-1	-1	3.2
5.	+1	+1	+1	0.5
6.	-1	+1	+1	1.5
7.	+1	-1	+1	0.8
8.	-1	-1	+1	1.4

Grosimea minimă a stratului de zinc corespunzătoare punctului central al experimentului a fost 0,5 μm .

Pe baza datelor experimentale rezultă funcția obiectiv:

$$\tilde{y} = 1,1625 - 0,5875 \cdot x_1 - 0,3125 \cdot x_2 - 0,1125 \cdot x_3 + 0,2375 \cdot x_1 \cdot x_2 + 0,1875 \cdot x_1 \cdot x_3 + 0,2625 \cdot x_2 \cdot x_3 \quad (4.3)$$

Valorile efectelor produse de factorii de influență și interacțiunile dintre acestea sunt indicate în figura 4.4.

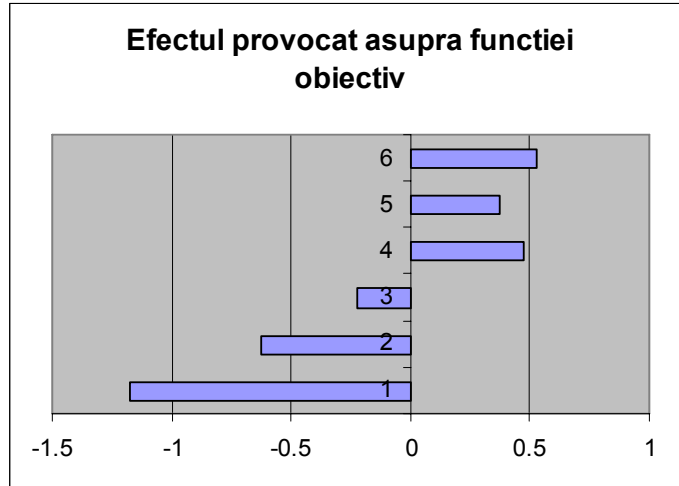


Figura 4.4 Efectul factorilor de influență asupra funcției obiectiv pentru tabla 1,0mm

1 - x_1 efectul curentului de sudare, 2 - x_2 efectul vitezei de sudare, 3 - x_3 efectul factorului de corecție, 4 - efectul cumulat $x_1 \cdot x_2$, 5 - efectul cumulat $x_1 \cdot x_3$, 6 - efectul cumulat $x_2 \cdot x_3$

Din figură se observă că grosimea stratului de zinc este influențată în ordinea descrescătoare a efectelor de curent de sudare, de viteza de sudare și de interacțiunea viteza de sudare-factor de corecție.

4.4.4 Program experimental - tablă zincată cu grosime de 1,5 mm

Coordonatele punctului central al experimentului și intervalele de variație ale factorilor de influență sunt prezentate în tabelul 4.6.

Tabel 4.6 Coordonatele punctului central și intervalele de variație ale factorilor de influență pentru tablă zincată de grosime de 1,5mm

Parametru	Valoarea codificată	Nivele codificate ale factorilor de influență		
		$x_1 \Leftrightarrow I_s$ [A]	$x_2 \Leftrightarrow v_s$ [cm / min]	$x_3 \Leftrightarrow l_0$
Punctul central, x_{j0}	0	125	90	0
Interval variație, D_j	Δ_j	10	20	30
Nivel superior, $x_{j\text{sup}}$	+1	130	100	+15
Nivel inferior, $x_{j\text{inf}}$	-1	120	80	-15

Matricea program împreună cu valoarea minimă a grosimii corespunzătoare a stratului de zinc sunt indicate în tabelul 4.7.

Tabel 4.7 Matricea program a experimentului factorial EFC 2^3 pentru tablă zincată de grosime de 1,5 mm

Număr măsurare	Nivele codificate ale factorilor de influență			$y[\mu m]$
	$x_1 \Leftrightarrow I_s$	$x_2 \Leftrightarrow v_s$	$x_3 \Leftrightarrow l_c$	
1.	+1	+1	-1	3.5
2.	-1	+1	-1	4.9
3.	+1	-1	-1	0,6
4.	-1	-1	-1	0
5.	+1	+1	+1	0.3
6.	-1	+1	+1	2,4
7.	+1	-1	+1	0.9
8.	-1	-1	+1	0.2

În punctul central al experimentului factorial valoarea minim a grosimii-stratului de zinc a fost 2,3 μm .

Cu datele experimentale prezentate s-a determinat funcția obiectiv:

$$\tilde{y} = 1,6 - 0,275 \cdot x_1 + 1,175 \cdot x_2 - 0,65 \cdot x_3 + 4,9675 \cdot x_1 \cdot x_2 - 0,075 \cdot x_1 \cdot x_3 - 0,775 \cdot x_2 \cdot x_3 \quad (4.4)$$

Valorile efectelor produse de factorii de influență și interacțiunile dintre aceștia sunt ilustrate în figura 4.5.

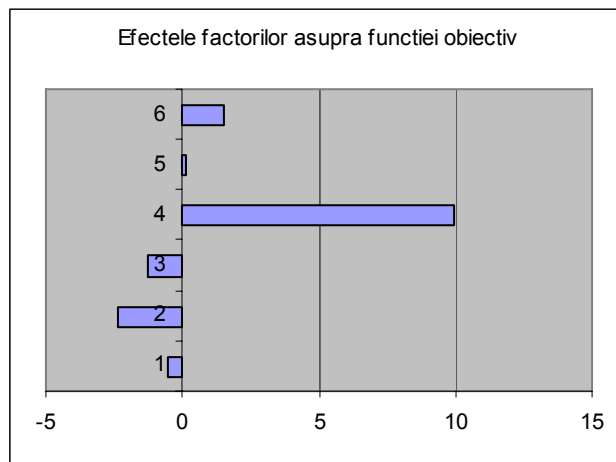


Figura 4.5 Efectul factorilor de influență asupra funcției obiectiv, tabla 1,5 mm

1 - x_1 efectul curentului de sudare, 2 - x_2 efectul vitezei de sudare, 3 - x_3 efectul factorului de corecție, 4 - efectul cumulat $x_1 \cdot x_2$, 5 efectul cumulat - $x_1 \cdot x_3$, 6 - efectul cumulat $x_2 \cdot x_3$

În cazul tablei de 1,5 mm efectul maxim asupra grosimii stratului de zinc îl are interacțiunea factorilor curent de sudare – viteza de sudare. Ceilalți factori au efecte semnificativ mai reduse.

4.4.5 Program experimental - tablă zincată cu grosime 0,7 mm

În cazul tablei cu grosime 0,7 mm s-a urmărit evaluarea influenței factorului de corecție dinamic I_{na} asupra funcției obiectiv, acest factor fiind considerat parametru principal al optimizării, alături de curentul de sudare și viteza de sudare.

Coordonatele punctului central al experimentului, precum și intervalele de variație ale factorilor de influență sunt prezentate în tabelul 4.8, matricea program și valorile minime ale grosimii stratului de zinc fiind indicate în tabelul 4.9.

Tabel 4.8 Coordonatele punctului central și intervalele de variație ale factorilor de influență pentru tablă zincată de grosime de 0,7mm

Parametru	Valoarea codificată	Valoarea fizică		
		$x_1 \Leftrightarrow I_S$ [A]	$x_2 \Leftrightarrow v_s$ [cm/min]	$x_3 \Leftrightarrow I_{na}$
Punctul central, x_{j0}	0	40	50	0
Interval variație, D_j	Δ_j	10	20	10
Nivel superior, x_{jsup}	+1	45	60	+5
Nivel inferior, x_{jinf}	-1	35	40	-5

Tabel 4.9 Matricea program a experimentului factorial EFC 2^3 pentru tablă zincată de grosime de 0,7 mm

Număr măsurare	Valoarea grosimii stratului de zinc $y[\mu m]$	Nivele codificate ale factorilor de influență		
		$x_1 \Leftrightarrow I_S$	$x_2 \Leftrightarrow v_s$	$x_3 \Leftrightarrow I_{na}$
1.	0.9	1	1	-1
2.	0.4	-1	1	-1
3.	0.6	1	-1	-1
4.	0.5	-1	-1	-1
5.	0.3	1	1	+1
6.	0	-1	1	+1
7.	0.7	1	-1	+1
8.	0.6	-1	-1	+1

În punctul central al experimentului factorial s-a determinat grosimea minimă a stratului de zinc a fost 0,4 μm .

Funcția obiectiv determinat pentru datele experimentale este :

$$\tilde{y} = 6,775 + 0,2 \cdot x_1 + 0,2 \cdot x_1 \cdot x_2 - 1,325 \cdot x_2 \cdot x_3 \quad (4.5)$$

Mărimea efectelor produse de factorii de influență asupra funcției obiectiv este prezentată în figura 4.6.

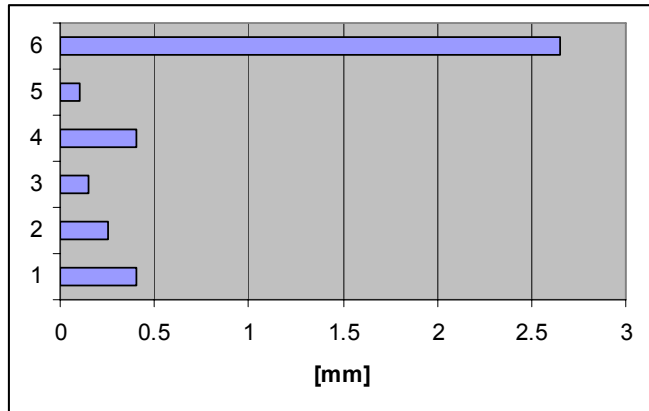


Figura 4.6 Efectul factorilor de influență asupra funcției obiectiv, tabla 0,7 mm

1 - x_1 efectul curentului de sudare, 2 - x_2 efectul vitezei de sudare, 3 - x_3 efectul factorului de corecție dinamic, 4 - efectul cumulat $x_1 \cdot x_2$, 5 - efectul cumulat $x_1 \cdot x_3$, 6 - efectul cumulat $x_2 \cdot x_3$

Factorul cu efect maxim asupra grosimii stratului de zinc este interacțiunea dintre viteza de sudare și factorul de corecție dinamică.

4.4.6 Optimizarea procesului de sudobrazare prin modelarea în programul MATLAB

În vederea identificării regimurilor optime de sudobrazare pe baza funcțiilor obiectiv determinate s-a realizat un program de modelare utilizând programul MATLAB. În acest sens, pentru fiecare grosime de tablă s-a construit cu ajutorul funcției obiectiv determinate un fișier în programul Matlab în care fiecare variabilă este introdusă ca interval de variație într-un bloc, valorile variabilelor fiind cele utilizate în programul experimental prezentat.

Blocul respectiv determină valorile parametrilor de sudobrazare care corespund regimului optim asigurând maximizarea funcției obiectiv. Totodată, blocul afișează în mod efectiv valoarea maximă a stratului de zinc conservată după sudobrazare.

În vederea determinării câmpului termic și al valorii deformațiilor produse la sudobrazare s-a construit un al doilea fișier de simulare în MATLAB având ca date de intrare parametrii corespunzători regimului optim de sudobrazare pentru fiecare grosime de material completate cu valorile caracteristicilor termice specifice materialelor utilizate. Datele de ieșire ale acestui fișier sunt valorile ciclului termic (temperaturi), respectiv cele ale deformațiilor longitudinale și transversale.

Schema de conectare a fișierelor este prezentată în figura 4.7.

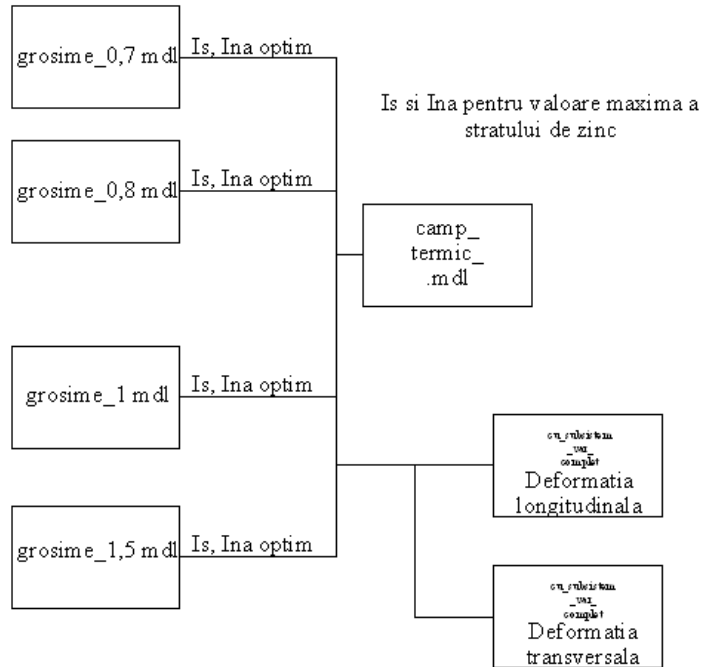


Figura 4.7 Mod de conexiune a programului de optimizare

În figurile 4.8 - 4.11 se prezintă schemele bloc ale funcțiilor obiectiv obținute pentru fiecare grosime de tablă.

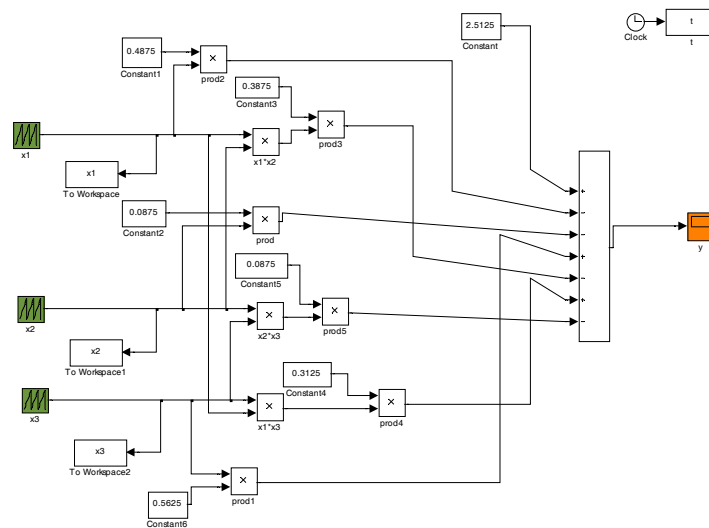


Figura 4.8 Schema de modelarea în MATLAB a ecuației pentru tabla de 0,8 mm ($\tilde{y} = 2,5125 - 0,4875 \cdot x_1 + 0,0875 \cdot x_2 + 0,5625 \cdot x_3 - 0,3875 \cdot x_1 \cdot x_2 + 0,3125 x_1 \cdot x_3 - 0,087 \cdot x_2 \cdot x_3$)

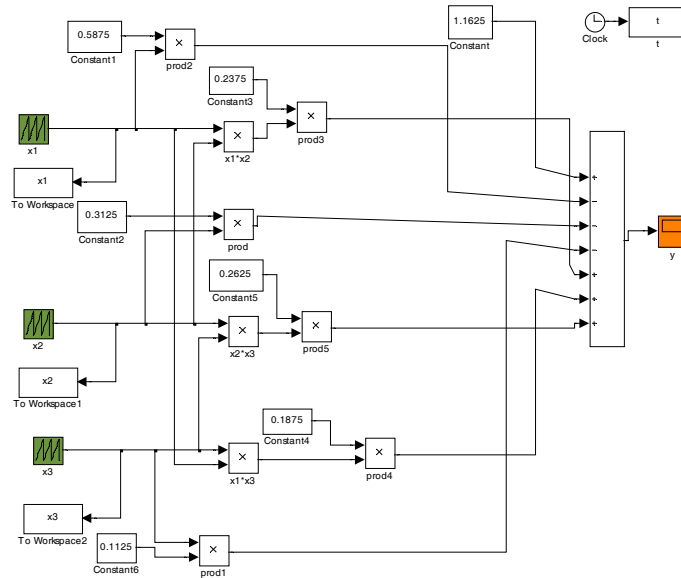


Figura 4.9 Schema de modelare cu porgramul MATLAB[®] pentru $s = 1,0mm$
 $(\tilde{y} = 1,1625 - 0,5875 \cdot x_1 - 0,3125 \cdot x_2 - 0,1125 \cdot x_3 + 0,2375 \cdot x_1 \cdot x_2 + 0,1875 \cdot x_1 \cdot x_3 + 0,2625 \cdot x_2 \cdot x_3)$

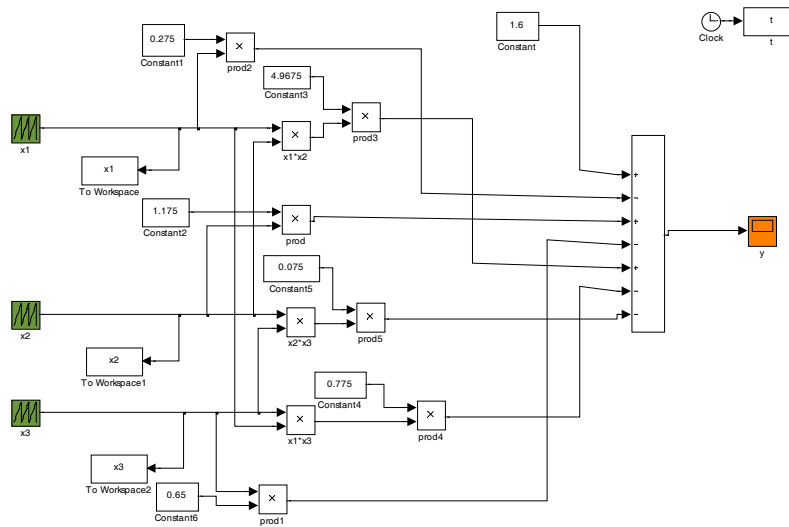


Figura 4.10 Schema de modelare cu porgramul MATLAB[®] pentru pentru $s = 1,5mm$
 $(\tilde{y} = 1,6 - 0,275 \cdot x_1 + 1,175 \cdot x_2 - 0,65 \cdot x_3 + 4,9675 \cdot x_1 \cdot x_2 - 0,075 \cdot x_1 \cdot x_3 - 0,775 \cdot x_2 \cdot x_3)$

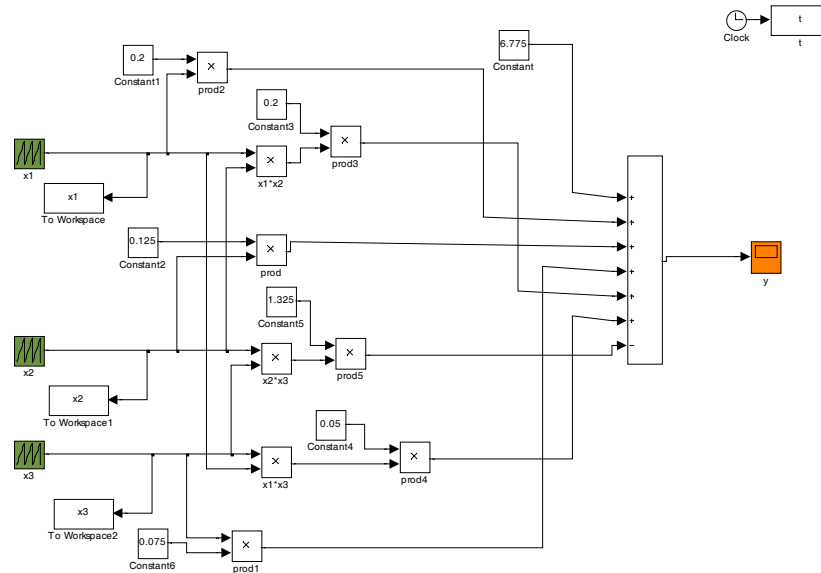


Figura 4.11 Schema de modelare cu programul MATLAB[®] pentru pentru $s = 0,7\text{mm}$ ($\tilde{y} = 6,775 + 0,2 \cdot x_1 + 0,2 \cdot x_1 \cdot x_2 - 1,325 \cdot x_2 \cdot x_3$)

Prin modelarea în MATLAB au rezultat regimurile optime de sudobrazare care sunt indicate în tabelul 4.10.

Tabelul 4.10 Regimurile optime de sudobrazare

Grosime tablă, [mm]	$I_{s,r}$ [A]	$v_{s,r}$ [cm/min]	$l_0[\%]/I_{na}$	Grosime minimă a stratului de zinc, [μm]
0,8	64,8	79,6	14,4	3,6
1,0	119,8	119,6	29,4	3,2
1,5	129,9	99,8	14,7	5,0
0,7	44,8	59,6	4,8	0,9

Suprafețele de răspuns ale funcției obiectiv în condițiile menținerii constante a parametrului l_0 la valorile corespunzătoare punctului optim, sunt prezentate în figurile 4.12; 4.13 și, respectiv 4.14 pentru grosimile de tablă 0,8; 1,0 și, respectiv, 1,5 mm. În aceste figuri este prezentată, de asemenea, evoluția grosimii stratului de zinc în condițiile modificării curentului de sudare și a menținerii constante la valorile corespunzătoare regimurilor optime a celorlalți doi parametri principali (viteza de sudare și factor de corecție al lungimii arcului).

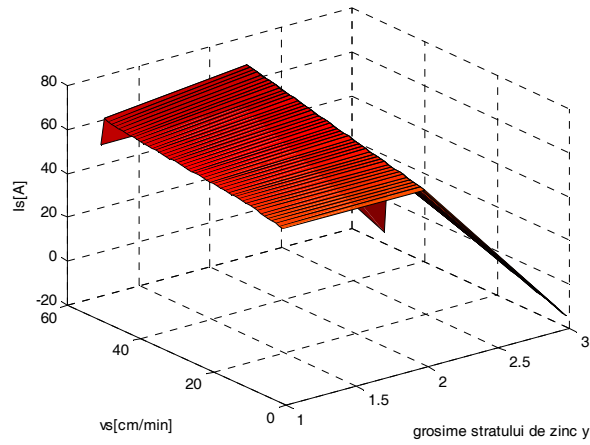


Figura 4.12 a) Suprafața de răspuns a funcției de optimizare, tabla 0,8 mm

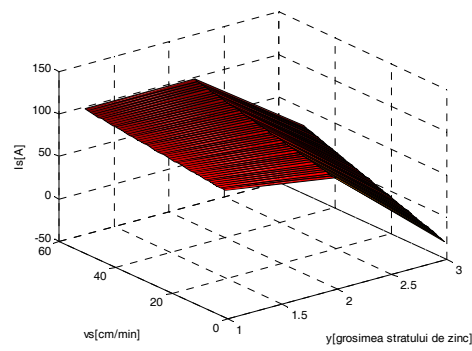


Figura 4.13 a) Suprafața de răspuns a funcției de optimizare a tablei 1,0 mm

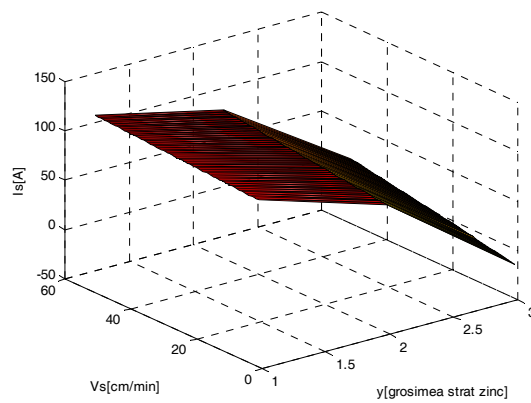


Figura 4.14 a) Suprafața de răspuns a funcției de optimizare a tablei 1,5mm

4.5 Modelarea temperaturii și deformațiilor la sudobrazarea CMT a tablelor zincate

4.5.1 Modelarea câmpului termic

Pentru calculul câmpului termic la sudobrazarea CMT se adoptă cazul unei surse termice plane care se deplasează cu viteză constantă v .

Sursa are puterea P , care se deplasează de-a lungul axei Ox cu viteză de sudare constantă v și poate fi caracterizată prin energia liniară dată de ecuația 4.6:

$$- P \cdot v^{-1} = \frac{I_s \cdot U_a}{v} \quad (4.6)$$

Câmpul termic este exprimat prin ecuația 4.7, [69]:

$$T(x, y, t) = P \cdot (2\pi \cdot \lambda \cdot \delta)^{-1} \cdot e^{-\frac{v \cdot x}{2a}} \cdot K_0 \left(r \sqrt{\frac{v^2}{4a^2} + \frac{b_p}{a}} \right) \quad (4.7)$$

- $v[m/s]$ viteza de sudare care la modelare se predefinește

- $c[J \cdot kg^{-1} \cdot K^{-1}]$ căldură specifică

- $\lambda[W \cdot m^{-1} \cdot K^{-1}]$ conductivitate termică

- $\rho[kg \cdot m^{-3}]$ masă specifică a metalului

- $T[{}^0K]$ temperatura componentelor în punctul considerat

- $a = \frac{\lambda}{c \cdot \rho}$ difuzivitatea termică

- $b_p = 2\alpha(c \cdot \rho \cdot \delta)^{-1}$ coeficient de pierderi de căldură (4.8)

- α coeficient de convecție termică

- pentru oțel carbon (tablă zincată) se cunosc următorii parametri:

$\lambda = 40,2[W/m \cdot {}^0K]$, $c = 850[J/kg \cdot {}^0K]$, $\rho = 7,85 \cdot 10^3[kg/m^3]$, temperatura de topire $T_{top} = 1808[K]$

- pentru material de adaos $CuSi_3$:

$\lambda = 397,7[W/m \cdot {}^0K]$, $c = 3768,1[J/kg \cdot {}^0K]$, $\rho = 8,93 \cdot 10^3[kg/m^3]$, temperatura de topire $T_{top} = 1336[K]$

K_0 - funcția Bessel de ordinul 0, gradul 2.

Rezolvarea ecuației de mai sus se face prin modelare în programul MATLAB, schema bloc (figura 4.15) a fișierului care determină temperatura fiind prezentată în figura 4.16.

58 Capitolul 4 Sudobrazarea tablelor zincate

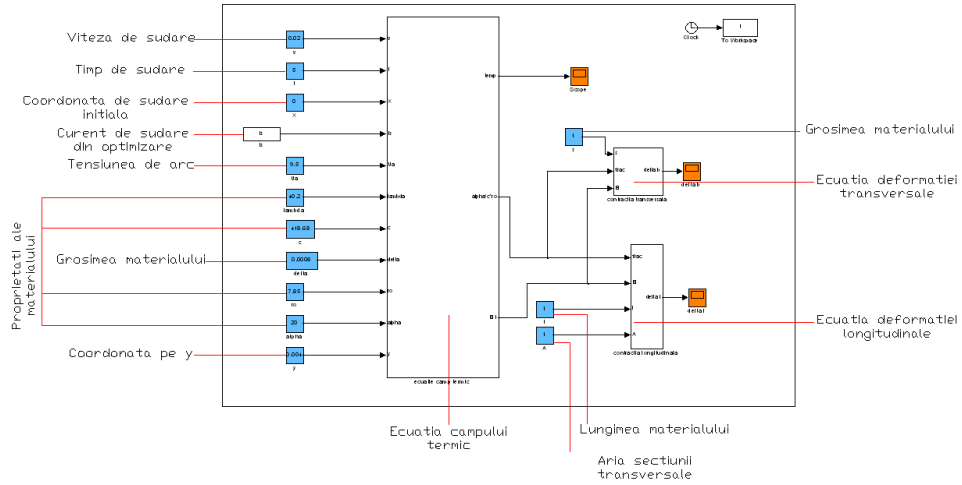


Figura 4.15 Schema bloc de determinare a temperaturilor

Fișierul prezentat cuprinde, de asemenea, blocuri pentru determinarea deformațiilor prin sudobrazare.

Datele de intrare în fișier sunt parametrii de sudare corespunzători regimului optim, determinate în fișierul de optimizare în MATLAB prezentat anterior la care se adaugă caracteristicile termice ale materialului. Este indicată, de asemenea, distanța la care se măsoară temperatura raportată la axa îmbinării. Aceasta distanță a fost aleasă la valoarea 4mm, valoare care corespunde lățimii maxime a zonei în care se produce o deteriorare a stratului de zinc prin sudobrazare.

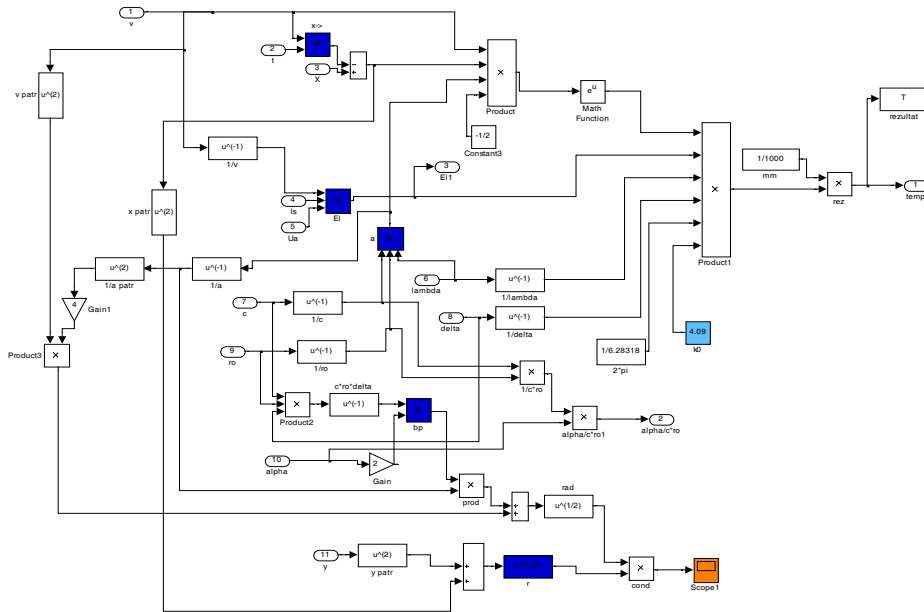


Figura 4.16 Schema ecuației care descrie câmpul termic

4.5 Modelarea temperaturii și deformațiilor la sudobrazare 59

Blocul care descrie ecuația câmpului termic (relația 4.7) este indicat în figura 4.16. Fiecare operație matematică din ecuația câmpului termic este reprezentată printr-un bloc de simulare.

Modelul analitic pentru determinarea câmpului termic prezentat mai sus a fost conceput de doctorandă pentru cazul sudării MIG/MAG shortarc, în condiții asemănătoare cu cele specifice sudării CMT, [70].

Pentru a valida acest model pentru determinarea câmpului termic la sudobrazarea CMT s-a efectuat un program experimental de sudobrazare în care valorile temperaturii determinate prin modelare au fost comparate cu valorile reale de temperatură măsurate prin termografie în infraroșu. S-a ales această metodă având în vedere faptul ca ea oferă informații despre temperatură de la o anumită distanță față de locul sudării în condițiile în care un acces direct al unui sistem de măsurare a temperaturii (cu termocuple, de pildă) este dificil.

Experimentarea a fost realizată cu parametri prezentați în tabelul 4.11 utilizând ca material de adaos sârmă CuSi3 și ca gaz de protecție Ar100% cu debitul $Q = 20,2 \text{ l/min}$.

Tabel 4.11 Parametri de sudobrazare pentru determinarea experimentală a temperaturilor

Material de bază	Grosime (mm)	Material de adaos			Parametri procesului de sudobrazare		
		Tip	Diametru sârmă (mm)	Viteza de avans a sârmei (m/min)	I_s (A)	v_s (cm/min)	U_a (V)
Tablă zincată DX51D+Z EN 10327 - 2004	1,00	CuSi3	1,2	2,52	70	60	9,1

Rezultatele măsurătorilor de temperatură efectuate transversal pe direcția de îmbinare la o distanța de 125 mm de la începutul sudării sunt prezentate în figura 4.17 împreună cu rezultatele determinării analitice pe baza modelului creat.

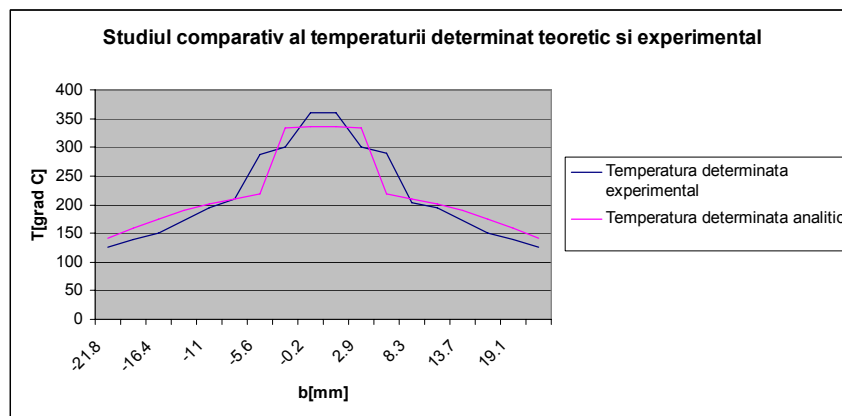


Figura 4.17 Evoluția comparativă a temperaturii măsurate, respectiv determinate pe baza modelului

Din compararea valorilor temperaturii determinate prin modelare cu cele măsurate în infraroșu se poate observa o apropiere a rezultatelor, ceea ce validează modelul creat.

4.5.2 Modelarea contracției longitudinale și transversale

Pentru determinarea valorii deformațiilor longitudinale și transversale ale îmbinărilor sudobrazate a fost conceput un program de modelare în MATLAB atașat de programul de modelare a câmpului termic, așa cum rezultă din figura 4.18.

Contracția longitudinală se determină analitic cu formula, [71]:

$$\Delta l = 0,335 \cdot \frac{\alpha}{c \cdot \rho} \cdot \frac{E_l \cdot l}{A} \quad (4.9)$$

unde:

α – coeficient de dilatare termică liniară, 1/K;

c – căldura specifică, J/g.K;

ρ – densitatea materialului de bază, g/mm³;

E_l – energia liniară, J/cm;

l – lungimea îmbinării;

A – aria secțiunii elementului, mm².

Schema bloc utilizată pentru determinarea deformației longitudinale este prezentată în figura 4.18.

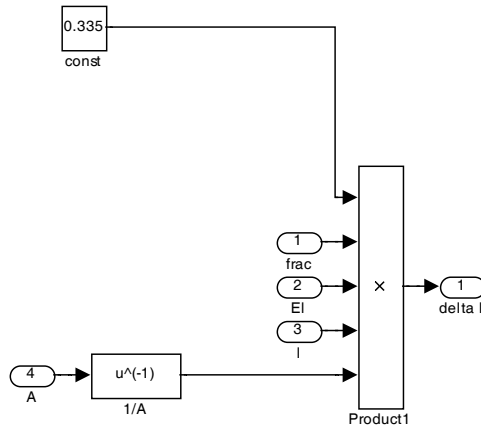


Figura 4.18 Schema bloc al contracției longitudinale

Energia liniară și constantele de material sunt preluate de la blocul pentru modelarea câmpului termic.

Contracția transversală este dată de relația, [72]

$$\Delta b = \frac{\alpha}{c \cdot \rho} \cdot \frac{E_l}{s} \quad (4.10)$$

În care s reprezintă grosimea componentelor, restul componentelor fiind explicate la relația 4.9.

Schema bloc utilizată pentru determinarea deformației transversale este prezentată în figura 4.19.

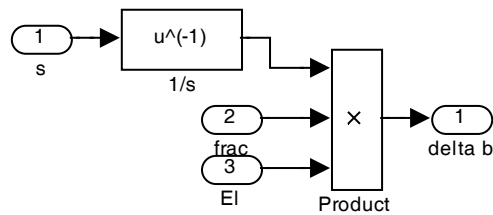


Figura 4.19 Schema bloc a contracției transversale

4.6 Dependența dintre energia liniară și lățimea stratului intermediar format din compuși intermetalici

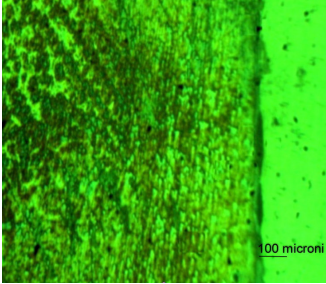
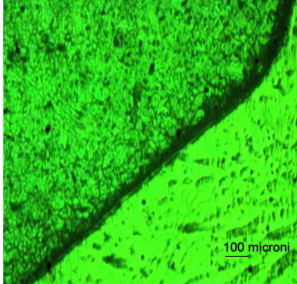
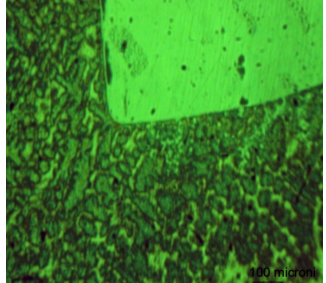
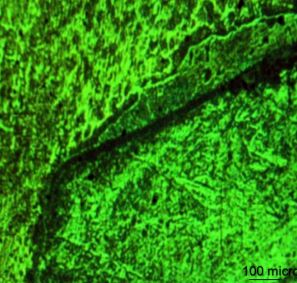
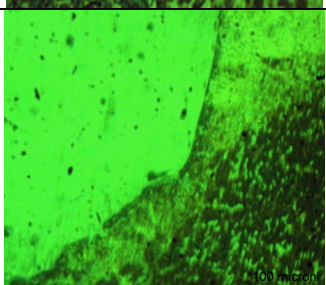
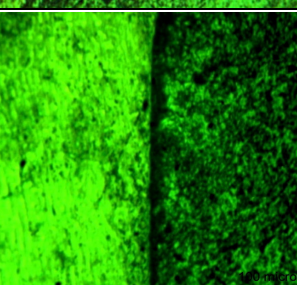
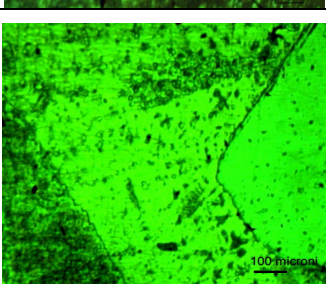
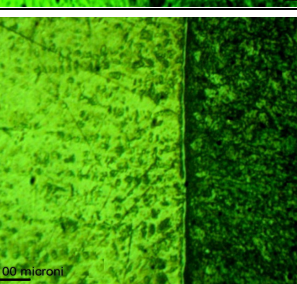
Pentru a evalua dependența dintre condițiile de sudobrazare exprimate sintetic prin energia liniară și lățimea stratului intermediar format din compuși intermetalici s-a efectuat un experiment de sudobrazare de tip factorial al cărei matrice program este prezentată în tabelul 4.12. Au fost utilizate table cu grosimea 1,5 mm.

Tabel 4.12 Matricea program a experimentului factorial EFC 2^3 (fără coloanele corespunzătoare interacțiunilor) care s-a realizat într-un program de calcul.

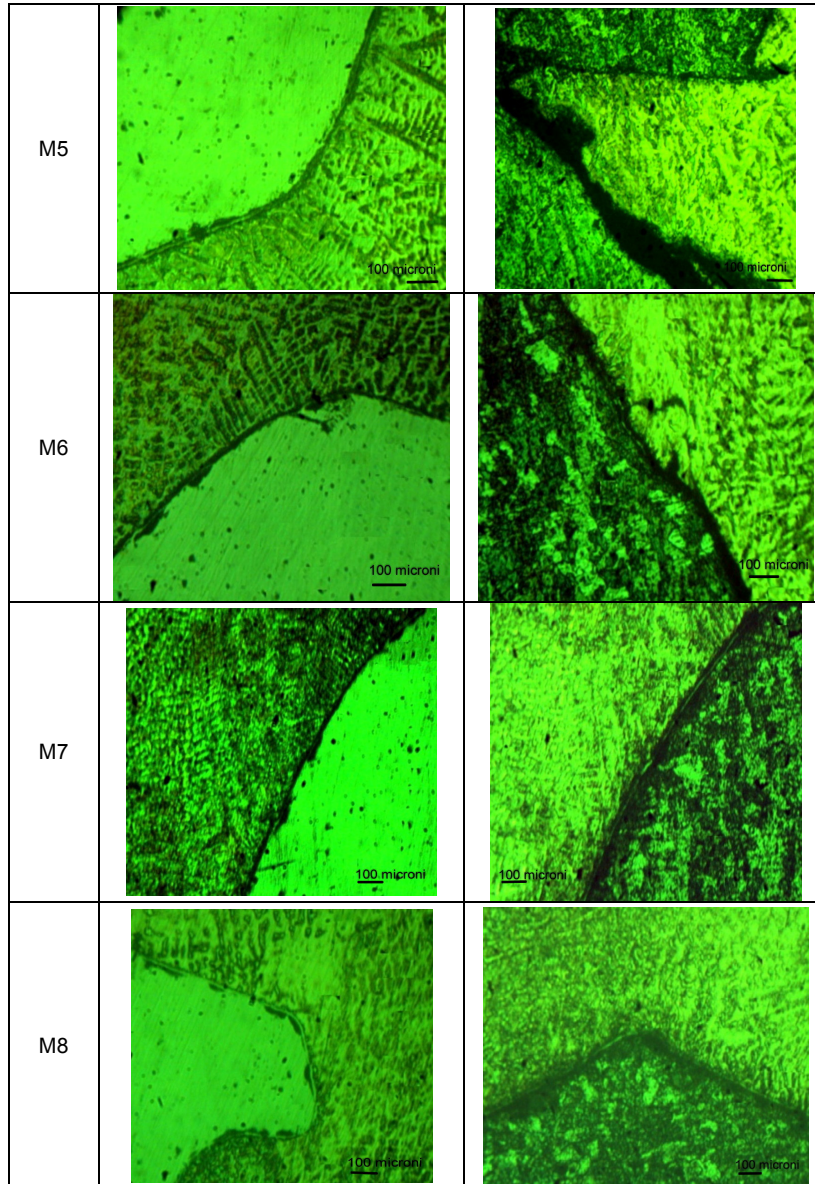
Nr. probă	Nivele codificate ale factorilor de influență			Energia liniară [J/cm]	Lățimea stratului intermediar format din compuși intermetalici [μm]
	$I_s [A]$	$v_s [cm/min]$	$U_a [V]$		
1.	115	100	12	828	24
2.	111	100	11.8	785.8	22.5
3.	116	80	14.1	1226.7	25
4.	109	80	12	981	24.8
5.	126	100	10	756	17.6
6.	121	10	9.0	653.4	16.1
7.	127	80	10.1	962	24.2
8.	119	80	9.2	821.1	24

Grosimea stratului intermediar format din compuși intermetalici a fost determinată prin măsurare directă la microscop pe microstructurile prezentate în tabelul 4.13.

Tabel 4.13 Analiza microscopică a îmbinărilor realizate

Proba	ZIT1 [Nital 2%, 100×]	ZIT 2 [Nital 2%, 100×]
M1		
M2		
M3		
M4		

4.6 Dependența dintre energia liniară și lățimea stratului intermediar 63



Stratul intermediar format din compuși intermetalici se observă în cazul tuturor probelor și este compus din cristale columnare cu diferite compoziție: cupru, fier și zinc. Grosimea acestui strat este situată în domeniul 15-30 μm și depinde de condițiile de sudobrazare (energie liniară). O creștere a grosimii stratului intermetalic poate fi explicată printr-un mecanism de dizolvare a fierului și precipitarea cristalelor de compoziție Fe-Cu-Zn, [32]. În unele cazuri, se poate observa dizolvarea zincului în baia de lichid (în imaginea M3).

Rezultatele măsurătorilor grosimii stratului intermediar ca medii a 10 măsurători individuale, câte 5 în fiecare zonă de trecere, sunt prezentate în tabelul 4.12.

Pe baza datelor obținute s-a determinat prin calcul de regresie dependența grosimii stratului intermediar format din compuși intermetalici de energia liniară utilizată la sudobrazare. S-a urmărit determinarea unei regresii de tip exponențial de forma:

$$y = a \cdot x^b, \quad (4.11)$$

unde x este energia liniară [J/cm] și y - grosimea stratului intermediar format din compuși intermetalici [μm].

Efectuând calculul de regresie conform [63] se obține regresia:

$$s_i = 1,46 \cdot E_l^{0,67} \quad (4.12)$$

În figura 4.20 se prezintă dependența dintre grosimea stratului intermetalic și energia liniară exprimată prin regresia determinată mai sus, în figură fiind indicate și valorile măsurate efectiv care au stat la baza calcului de regresie.

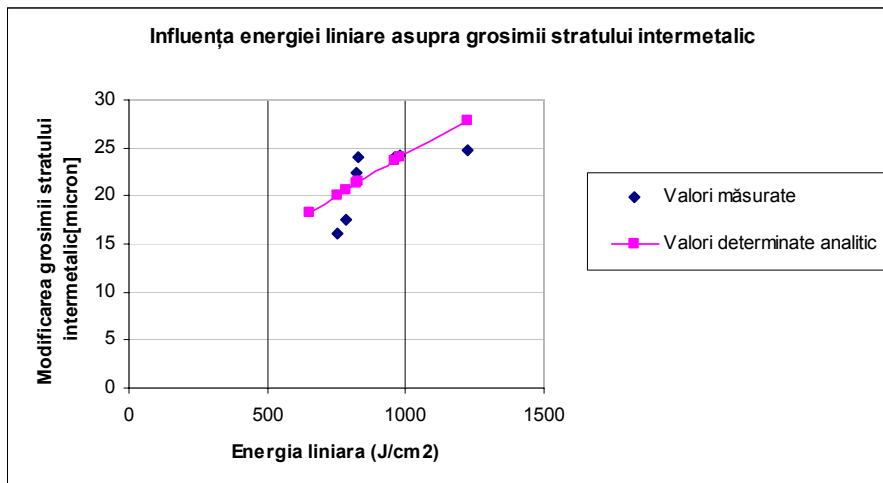


Figura 4.20 Dependența grosimii stratului intermediar format din compuși intermetalici de energia liniară utilizată

4.6.2 Încercări mecanice ale îmbinărilor sudobrazate din table suprapuse

Utilizând regimurile de sudobrazare optime pentru cazul îmbinării tablelor zincate cu grosimea 1 și 1,5 mm s-au sudobrazat probe care au fost supuse încercării de rupere prin forfecare, [73]. În figura 4.21 se prezintă macrostructura unei îmbinări (grosime 1,5 mm) realizate cu acest regim, rezultatele încercărilor de forfecare fiind indicate în tabelul 4. 14.



Figura 4.21 Macrostructura la o sudobrazare realizată prin suprapunere

Tabel 4.14 Rezultatele la încercarea la forfecare

Epruveta Nr. încercare	Grosime [mm]	$R_m[N/mm^2]$	Amplasarea rupturii
1.	1,0	254	ZT
2.	1,0	262	ZT
3.	1,0	243	ZT
4.	1,5	233	ZT
5.	1,5	260	ZT
6.	1,5	230	ZT

Se observă că ruperea epruvetelor s-a produs în zona de trecere a îmbinării, rezistența la ruperea prin forfecare a îmbinărilor realizate având valori în domeniu 230-260 N/mm². Aceste valori reprezintă cca 80% din valorile corespunzătoare materialului de bază, ceea ce pentru o îmbinare sudobrazată poate fi considerat acceptabil, [37].

5 Sudobrazarea tablelor subțiri din oțel zincat cu aluminiu

5.1 Programul experimental de sudobrazare

Pentru efectuarea programului experimental s-au ales îmbinări în colț „prin suprapunere”, datorită numeroaselor aplicații ale acestui tip de îmbinare, aplicații ce se regăsesc în diferite sectoare industriale ca fabricația de autovehicule sau material rulant, [74], [75].

În cadrul experimentărilor s-au urmărit următoarele aspecte:

- cercetarea influenței realizării procesului de sudobrazare în impulsuri comparativ cu cazul utilizării unui curent constant
- determinarea experimentală a condițiilor optime de sudobrazare
- determinarea dependenței dintre energia liniară și grosimea stratului de difuzie a zincului în aluminiu;
- analiza structurilor formate în îmbinare în zona de trecere spre aluminiu, respectiv tabla zincată.

La realizarea programului experimental s-au folosit următoarele materiale de bază:

- Tablă de oțel zincat DX51D+Z150-N-A-C (SR EN 10327:2004) și
- Tablă de aliaj de aluminiu EN AW 1200 (SR EN 1706: 2000), ambele având grosimea de 1mm.

Principalele caracteristici mecanice ale acestor materiale de bază sunt prezentate în tabelul 5.1.

Tabelul 5.1 Principalele caracteristici mecanice ale materialelor de bază

Materialul de bază	$R_{p0,2} [N/mm^2]$	$R_m [N/mm^2]$
Tablă de oțel zincat (DX51D+Z150-N-A-C)	348-395	min 405
Tablă de aliaj de aluminiu (EN AW 1200)	150-165	min 205

În tabelul 5.2, respectiv tabelul 5.3 sunt prezentate caracteristicile termofizice ale tablei de aluminiu EN AW 1200, respectiv ale oțelului zincat DX51D+Z150-N-A-C, caracteristici necesare pentru determinarea câmpului termic în îmbinare.

Tabelul 5.2 Caracteristicile termofizice ale tablei de aluminiu EN AW 1200

Densitatea aluminiului	$\rho = 2,7 \cdot 10^3 [kg/m^3]$
Conductivitatea termică	$\lambda = 187 [W \cdot m^{-1} \cdot K^{-1}]$
Căldură specifică	$c = 890 [J \cdot kg^{-1} \cdot K^{-1}]$
Temperatura solidus(solidificare)	883K (610°C)

5.1. Programul experimental de sudobrazare 67

Temperatura lichidus(lichefiere)	928K (655°C)
Energia latentă de fuziune	$L_F = 3,9 \cdot 10^5 J \cdot Kg^{-1}$

Tabelul 5.3 Caracteristicile termofizice ale tablei de oțel galvanizat (acoperită cu zinc) marca DX51D+Z150-N-A-C

Densitatea tablei zincate	$\rho = 7,85 \cdot 10^3 [kg/m^3]$
Conductivitatea termică	$\lambda = 50 [W \cdot m^{-1} \cdot K^{-1}]$
Căldură specifică	$c = 850 [J \cdot kg^{-1} \cdot K^{-1}]$
Temperatura de solidus(solidificare)	1808K (1535°C)
Energia latentă de fuziune	$L_F = 2,05 \cdot 10^5 J \cdot Kg^{-1}$

Ca material de adaos pentru sudobrazare s-a utilizat sârmă electrod din aliaj AISi5 cu diametrul de 1,2mm [76], compoziția chimică a materialului depus cu această sârmă conform DIN 1732 fiind indicată în tabelul 5.4.

Tabel 5.4 Compoziția chimică a metalului depus cu sârma electrod AISi5

Materialul de adaos	Compoziția chimică, %			
	Si	Mn	Fe	Al
AISi ₅	4,5-5,0	<0,5	<0,5	rest

Caracteristicile mecanice ale materialului depus cu sârma AISi5 sunt prezentate în tabelul 5.5.

Tabelul 5.5 Caracteristicile mecanice ale materialului depus cu sarma AISi5

Limita de curgere Rp _{0,2} N/mm ²	Duritatea HB	Rezistența la tracțiune Rm N/mm ²	Alungirea la rupere A ₁₀ [%]
70-90	48-60	110-160	min. 15

Ca gaz de protecție s-a folosit argonul tehnic (Ar 100%), gaz recomandat pentru sudarea aliajelor de aluminiu, [77]. Sudobrazarea s-a realizat mecanizat.

Programul experimental a cuprins un experiment factorial de tip 2³ având ca parametri viteza de sudare, factorul de corecție dinamic și varianta de sudare - CMT(continuu) sau CMTP (în impulsuri)-, fiecare factor fiind variat pe doua niveluri. Planul de realizare a acestui experiment este ilustrat în figura 5.1, experimentările fiind efectuate pe table cu dimensiunea 150x250x1mm.

Caracteristicile punctului central determinate printr-un experiment preliminar sunt următoarele: viteza de sudare $v_s = 900 mm/min$, $I_{na} = 0$ și variantă de sudobrazare CMT în regim continuu.

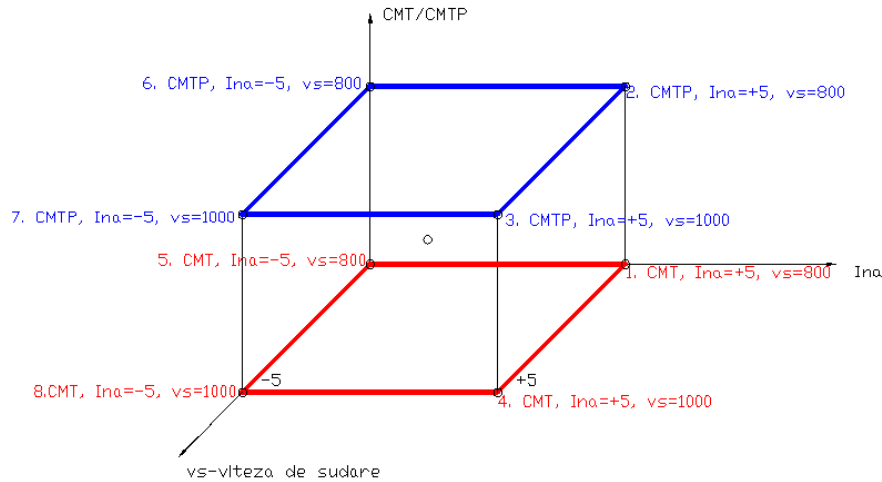


Figura 5.1 Planul de realizare al experimentului factorial pe două nivele

În tabelul 5.6 sunt prezentate valorile parametrilor utilizați la realizarea îmbinărilor, precum și valorile măsurate pentru curentul de sudare și tensiunea arcului.

Tabel 5.6 Valorile parametrilor utilizați la realizarea îmbinărilor

Nr. Sudobrazare	v_s [mm/min]	I_{na}	Varianta de sudobrazare	I_s [A] _{real}	U_a [V]	E_i [J/cm]	s [mm]
0	900	0	CMT	63,5	11,4	482,6	
1	800	+5	CMT	67,2	11,9	509,79	0,689
5	800	-5	CMT	61	11,3	439,42	0,362
4	1000	+5	CMT	67,6	11,9	410,26	0,589
8	1000	-5	CMT	62,6	11,3	360,76	0,337
2	800	+5	CMTp	68,6	12,2	533,53	0,350
6	800	-5	CMTp	61,3	11,3	441,58	0,267
3	1000	+5	CMTp	68,6	12,2	426,82	0,348
7	1000	-5	CMTp	60,1	11,5	352,48	0,201

Probele sudobrazate au fost analizate macro- și microscopic, fiind supuse, de asemenea, încercării de rupere prin forfecare.

Pe probele macrostructurale s-a efectuat măsurarea supraînălțării și a îmbinării, așa cum se prezintă în figura 5.2, valorile măsurate fiind indicate în tabelul 5.6. A fost, de asemenea, măsurată grosimea stratului de difuzie a zincului, măsurată la nivel microscopic.

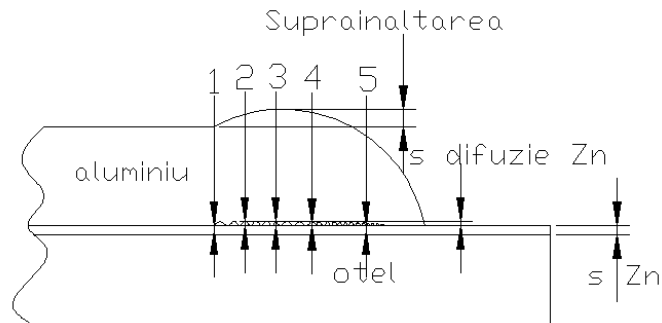


Figura 5.2 Modul de măsurare a supraînălțării și stratului de difuzie a zincului

Macrostructurile probelor realizate sunt prezentate în figurile 5.3 și 5.4, fiind indicată, de asemenea, valoarea supraînălțării.

Examinările macroscopice ale îmbinărilor disimilare realizate în variantele analizate nu au evidențiat defecte de sudare de tipul fisurilor, dar la toate variantele au apărut în sudură pori fini, cu diametrul maxim de 0,3 mm (figura 5.3 și figura 5.4). Apariția porilor poate fi pusă în legătură cu prezența zincului, respectiv viteza de răcire mare datorată energiei liniare mici și conductibilității termice ridicate a aluminiului.

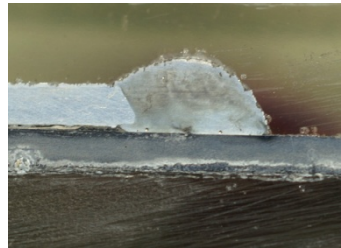


Figura 5.3 Macrostructura probei sudobrazate 0, punctul central



a)



b)

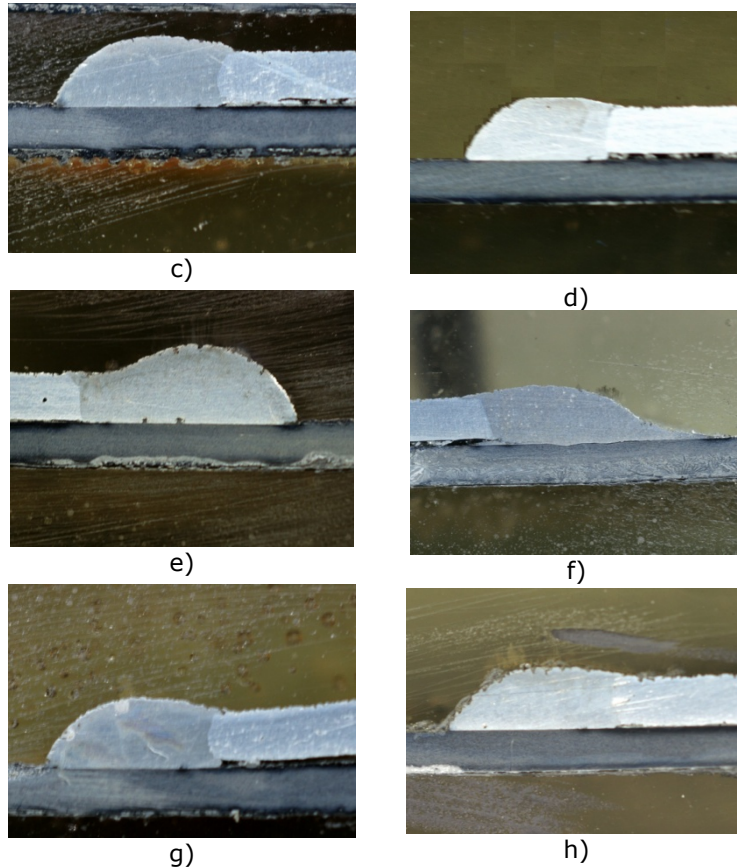


Figura 5.4 Macrostructurile probelelor experimentale
 a) proba 1, $s=0,689\text{mm}$; b) proba 2 $s=0,35\text{mm}$; c) proba 5, $s=0,362\text{mm}$; d) proba
 6, $s=0,267\text{mm}$; e) proba 4, $s=0,589\text{mm}$; f) proba 3, $s=0,348\text{mm}$; g) proba 8,
 $s=0,337\text{mm}$; h) proba 7, $s=0,2\text{mm}$

Comparând rezultatele examinărilor macroscopice ale probelor îmbinate cu cele două procedee se poate observa că supraînălțarea îmbinării realizate în regim continuu (CMT) este mai mare cu cca 10-30% decât cea specifică sudării în impulsuri (CMTP). Acest fapt este explicabil prin curentul suplimentar introdus la procedeul CMTP în momentul desprinderii picăturii. Aceasta face ca picătura să fie încălzită suplimentar la procedeul CMTP față de procedeul CMT. În același timp, se remarcă influența semnificativă a factorului de corecție dinamic asupra profilului (convexității) îmbinării. Cu scăderea valorii acestui factor îmbinarea devine mai convexă.

Procedeul în impulsuri este, ca atare, de preferat, în cazul în care se dorește obținerea unei îmbinări cu o supraînălțare (convexitate) mai mică. Utilizarea unui factor de corecție dinamic negativ are un efect invers conducând la creșterea supraînălțării.

Examinările microscopice s-au efectuat în zonele caracteristice îmbinărilor disimilare sudobrazate (SUD=îmbinare, MB=material de bază, ZIT=zona influențată

5.1. Programul experimental de sudobrazare 71

termic) conform SR EN 1321:2000, decelându-se microstructurile prezentate în figura 5.5 și figura 5.6, atacul probelor s-a făcut cu Nital 2% + NaOH 5% .

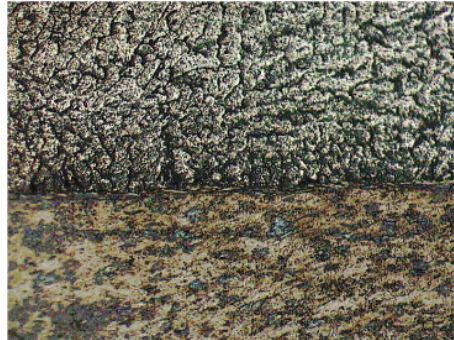


Figura 5.5 Varianta de sudobrazare 0, 100x

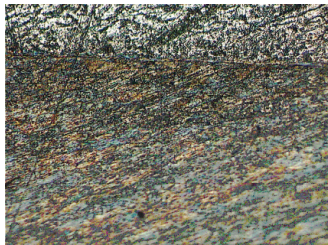
În zonele influențate termic (ZIT) la aliajul de aluminiu se observă structuri α (Al) cu particule fine de compuși intermetalici aluminiu-siliciu-zinc (figura 5.6).



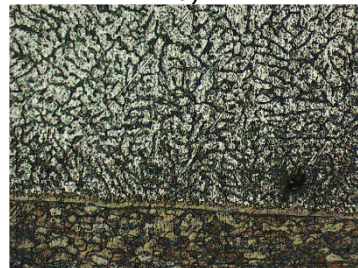
a)



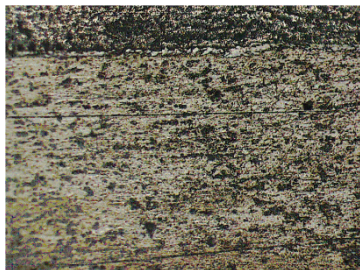
b)



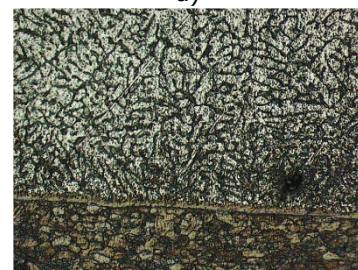
c)



d)



e)



f)

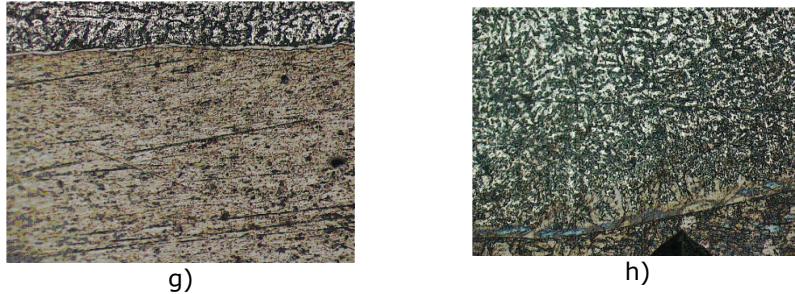


Figura 5.6 Analiză micrografică a îmbinărilor disimilare aluminiu-tablă zincată, 100x

a) proba 1, b) proba 2; c) proba 5; d) proba 6; e) proba 4; f) proba 3; g) proba 8; h) proba 7

Participarea stratului de zinc la interfața aluminiu/cordon este omogenă, zona sensibilă a îmbinării constituind-o joncțiunea celor trei materiale (îmbinare /oțel/ aluminiu), figura 5.7. La încercarea de rupere a îmbinărilor sudobrazate în toate cazurile testate ruperea a fost inițiată în acest punct.

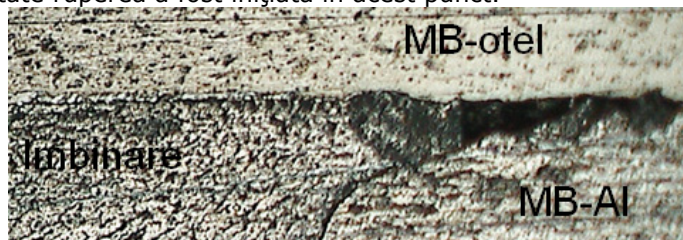


Figura 5.7 Joncțiunea celor trei materiale (îmbinare/oțel/aluminiu)

În îmbinarea eterogene analizată rezultă un strat intermediar format din compuși intermetalici care este prezentat în figura 5.8 pentru două îmbinări realizate prin cele doua procedee CMT (proba 1) și CMTP (proba 7) la aceeași valoare a energiei liniare.

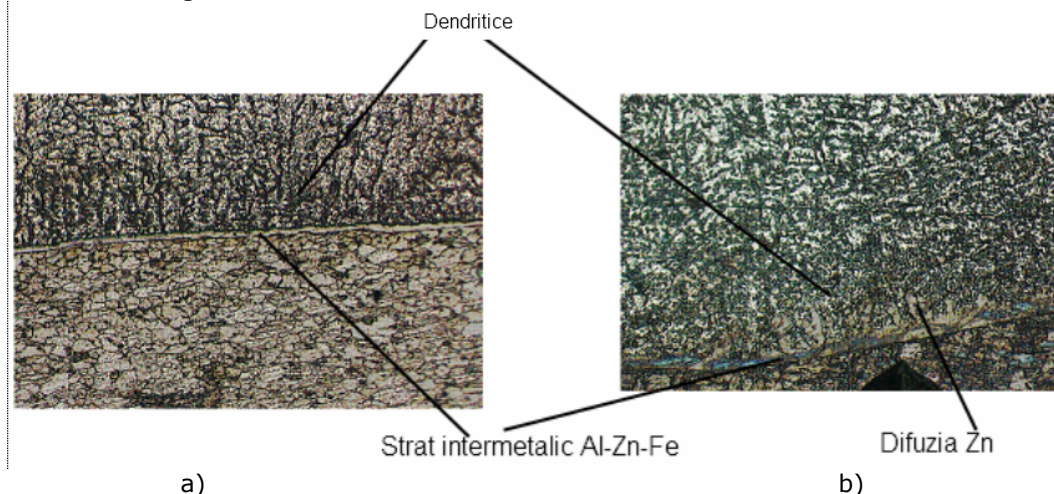


Figura 5.8 Stratul intermediar format din compuși intermetalici a) CMT, b) CMTP

Interfața situată între Al-Zn

În figura 5.9 este evidențiat fenomenul de curgere a zincului în matricea de aluminiu. Această curgere este materializată printr-o suprafață zimțată în matricea de aluminiu, fapt care arată o infiltrare a zincului la marginea grăunților de aluminiu. Ca rezultat se produce o creștere a rezistenței mecanice a asamblării prin creșterea suprafeței de contact.

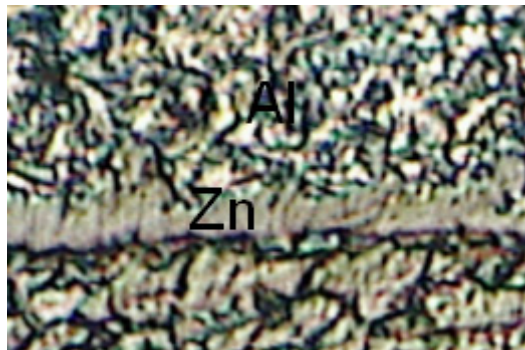


Figura 5.9 Interfața Zn-Al

Fenomenul de curgere a zincului în aluminiu are însă și un efect negativ, fiind responsabil pentru apariția unor fisuri prin solidificarea rapidă a aluminului, (figura 5.10). Punctul de pornire a acestor fisuri transversale este plasat la interfața dintre aluminiu și îmbinare. Aceste fisuri sunt datorate regiunilor bogate în zinc în structurile dendritice.

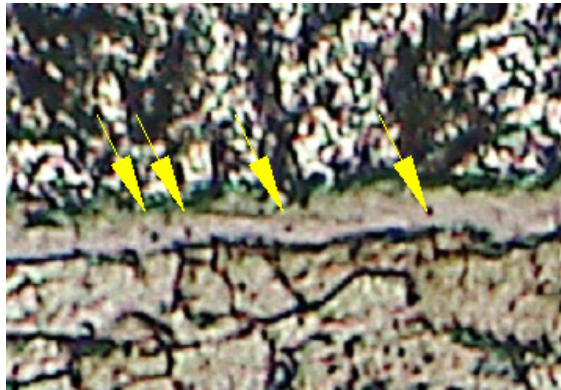


Figura 5.10 Fisuri și pori apăruiți în sudobrazare Zn-Al

Interfața oțel-îmbinare

Pentru zona netedă compoziția este Fe-Zn-Al, figura 5.11. Această zonă poate fi explicată printr-o reacție mai lungă la interfața oțel/lichid (fază intermediară format din compuși intermetalici de tip Al_xFe_y). Pe parcursul acestei etape

elementele de aliere din oțel pot difuza în baie. În structura pot apărea în etapa de solidificare defecte ca: retasură, fisuri, pori, [78].

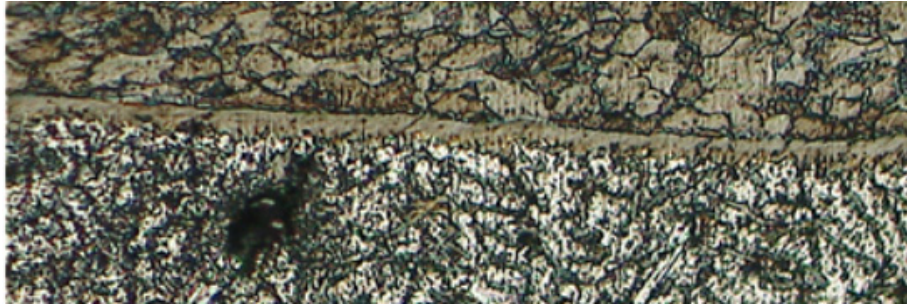


Figura 5.11 Interfața oțel/zinc/aluminiu

Prezența unor pori în imbinare oprește fenomenul de difuzie, figura 5.12. În zona porului a fost măsurată o grosime a stratului intermediar de cca $20 \mu m$. În felul acesta fierul nu participă la baia topită și deci nici în momentul solidificării se precipită în jurul porului. Analizând fața oțel/imbinare unde a avut loc ruperea s-a observat în zonă prezența unor fisuri/pori și o difuzie a zincului în aluminiu.

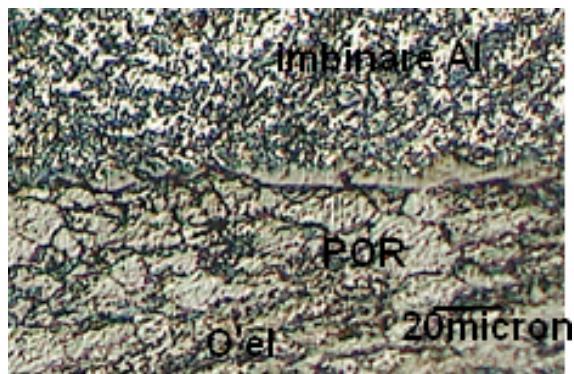


Figura 5.12 Prezența porilor

Se observă că metalul lichid aderă pe placa de oțel, suprafața este fină, fără dendrite ca în cazul aluminiului, cum se vede în figura 5.13.

Compoziția stratului intermediar format din compuși intermetalici este formată cu precădere din faze de tip Fe_2Al_3 , iar zincul detectat este sub formă de soluție solidă. Zonele albe observate corespund unor faze bogate în oxid de aluminiu, cu temperatura de topire cuprinsă între 673 - 1173K (400-900°C), [79, 80]. Fază intermediar formată din compuși intermetaliciă conține între 5 și 30% aluminiu și în echilibru cu faza lichidă Zn-Al și $\theta-Al_3Fe$.

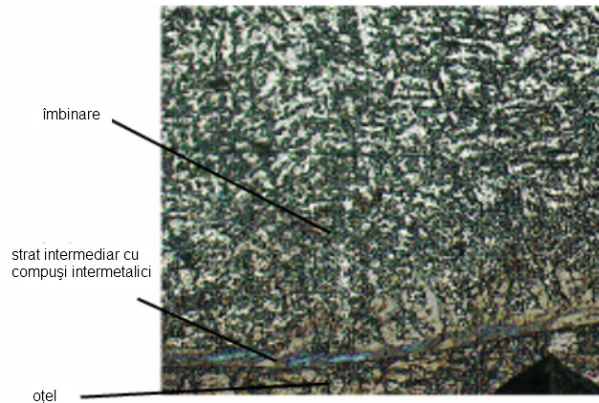


Figura 5.13 Interfața oțel/îmbinare, stratul intermediar format din compuși intermetalici la sudobrazare CMT

Rezistența îmbinărilor sudobrazate a fost apreciată prin încercarea de forfecare care s-a efectuat pe epruvete plate conform SR EN 12797:2002. Pentru fiecare variantă tehnologică au fost încercate 2 epruvete, rezultatele încercărilor fiind prezentate figura 5.14.

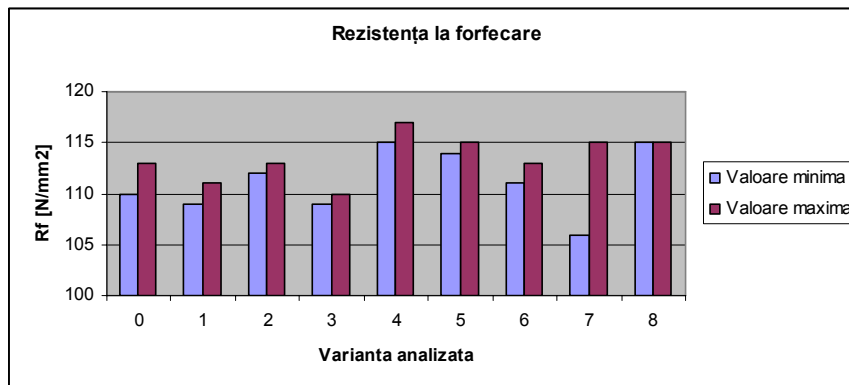


Figura 5.14 Variația rezistenței la forfecare în funcție de variantele de sudobrazare

Ruperea epruvetelor a avut loc în metalul de bază (aluminiu) cu excepția a două epruvete din variantele 7 și 8 la care ruperile s-au produs în suduri.

Rezistența la forfecare nu depinde semnificativ de procedeul de îmbinare - CMT sau CMTP. S-a observat, totuși, valori cu cca 10-15 % mai mari la procedeul CMT față de cele caracteristice procedeului CMTP. Această diferență poate fi explicată prin arderea zincului mai pronunțată la varianta cu impuls și formarea oxidului de zinc.

5.2 Determinarea dependenței dintre energia liniară și grosimea stratului de difuzie a zincului

Pe probele microstructurale a fost efectuată măsurarea grosimii stratului intermetalic produs în îmbinare. În figura 5.15 se prezintă modul de efectuare a măsurătorilor respective. Pentru fiecare regim de îmbinare au fost efectuate 5 măsurători, fiind reținută media valorilor obținute

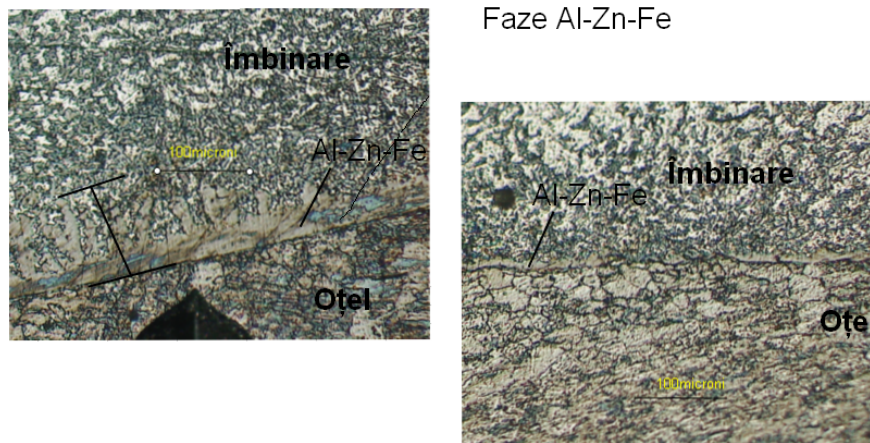


Figura 5.15 Mod de măsurare a stratului de difuzie a zincului

Rezultatele măsurătorilor efectuate sunt prezentate în tabelul 5.7.

Tabelul 5.7 Parametrii de sudobrazare și grosimea stratului de difuzie a zincului

Nr.varianta CMT	vs[cm/min]	Ina	Is[A]	Ua[V]	x El[J/cm]	y și [μm] experimental
1	80	5	67.2	11.7	509,79	62
5	80	-5	61	11.3	439,42	40
4	100	5	67.6	11.6	410,26	50
8	100	-5	62.6	11.3	360,76	25
Nr.varianta CMT	vs[cm/min]	Ina	Is[A]	U a[V]	x El[J/cm]	y și [μm] experimental
2	80	5	68,6	12,2	533.53	82
6	80	-5	61,3	11,3	441.58	33
3	100	5	68,6	12,2	426.82	81
7	100	-5	60,1	11,5	352.48	31

Pe baza datelor obținute a fost determinată corelația dintre grosimea stratului de zinc Y , [μm] și energia liniară utilizată x , [J/cm].

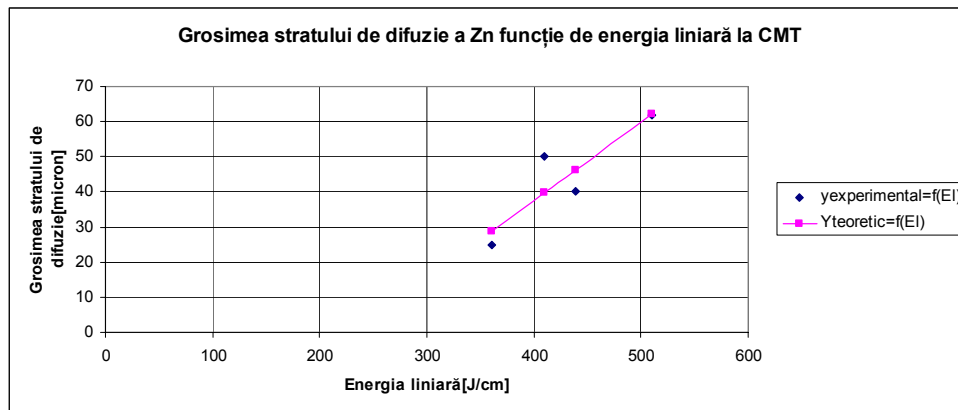
Au rezultat următoarele regresii:

5.2. Determinarea dependenței dintre EI și grosimea stratului de difuzie 77

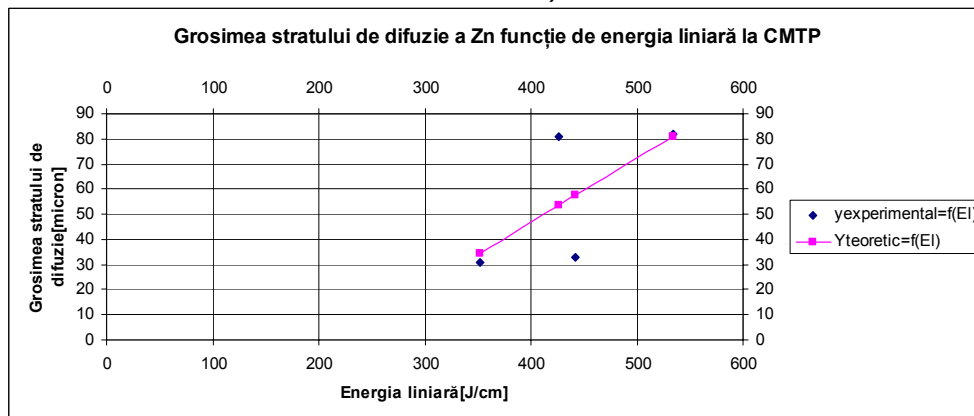
$$Y = -51,65 + 0,22 \cdot x \text{ pentru varianta CMT} \quad (5.17)$$

$$Y = -55,92 + 0,25 \cdot x \text{ pentru procedeul CMT} \quad (5.18)$$

Relațiile obținute sunt prezentate în figura 5.16 în care sunt indicate și datele experimentale pe baza cărora s-a efectuat calculul de regresie. Coeficienții de intensitate a corelației pentru aceste regresii sunt $R = 0,84$ pentru CMT, respectiv $R = 0,82$ pentru CMT, valori care atestă că regresiile determinate exprimă în mod acceptabil corelația dintre mărimile respective.



a)



b)

Figura 5.16 Influența energiei liniare asupra grosimii stratului de difuzie a zincului, a) CMT, b) CMT

Din analiza rezultatelor obținute rezultă concluzia că grosimea stratului de intermediar depinde practic liniar de energia liniară utilizată, varianta de procedeu afectând în mod semnificativ această dependență. La aceeași energie liniară, grosimea stratului de difuzie a zincului este sensibil mai mare în cazul variantei CMT (impulsuri) comparativ cu varianta CMT (continuu).

6 Sudobrazarea cuprului cu aluminul

6.1 Determinarea variației coeficientului de emisivitate a cuprului cu temperatura

Programul experimental de sudobrazare a fost realizat cu următoarele materiale de bază: tablă din cupru marca Cu 99,7 (SR EN 506:2008) cu grosimea 0,7 mm și tablă de aluminiu EN AW 1200 (SR EN 1706 : 2000) cu grosimea de 1 mm.

Caracteristicile mecanice ale materialelor de bază sunt prezentate în tabelul 6.1.

Tabelul 6.1 Principale caracteristici mecanice ale materialelor de bază

Materialul de bază	$R_{p0,2} [N/mm^2]$	$R_m [N/mm^2]$
Tablă de cupru tehnic marca Cu 99,7 (SR EN 506:2008)	348-395	min. 405
Tablă de aluminiu (EN AW 1200)	150-165	min. 205

Materialul de adaos folosit a fost sârmă CuSi3 cu diametrul de 1,2 mm, iar gazul de protecție utilizat argon I1, conform EN ISO 14175.

Îmbinarea a fost realizată prin suprapunere, probele având dimensiunile 150x250mm.

Așa cum s-a menționat anterior, având în vedere utilizarea termografiei în infraroșu pentru măsurarea temperaturilor a fost necesară determinarea variației coeficientului de emisivitate a cuprului cu temperatura.

Pentru măsurarea temperaturii în zona de îmbinare s-a utilizat o camera termografică în infraroșu de tip FLIR A40M.

Măsurarea termografică s-a făcut prin preluarea semnalului de măsurare perpendicular pe arcul electric, în planul format de direcția de deplasare și capul de sudare, modul de poziționare a pieselor fiind prezentat în figura 6.1.

Sistemul de măsurare a temperaturii determină temperatura pe suprafața piesei de lucru, într-un punct localizat în afara ariei zonei topite, pe partea opusă arcului electric.

Pentru măsurătorile termografice a fost utilizat un coeficient de termoemisivitate de valoarea predefinită $\epsilon_m=0,9$, [81,82].

6.1. Determinarea variației coeficientului de emisivitate a cuprului cu T 79

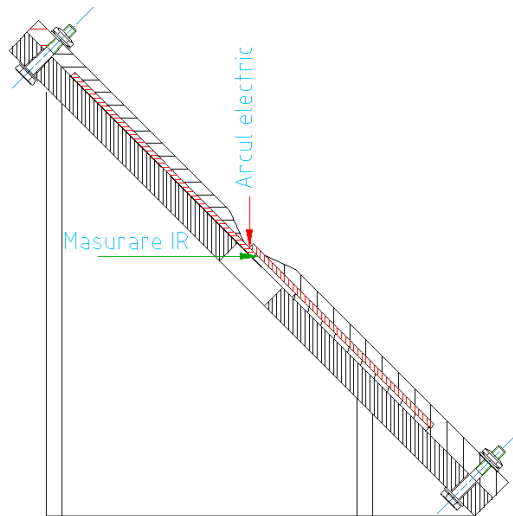


Figura 6.1 Modul de măsurare termografică

În cadrul experimentului efectuat s-au considerat 3 factori de influență și anume: curentul de sudare, factorul de corecție a arcului și viteza de sudare. S-a realizat un experiment factorial de tip 2^3 , fiecare din cei 3 factori fiind modificați pe 2 niveluri și anume: curentul de sudare $I_S = 65 \div 80[A]$, factorul de corecție a arcului de sudare $I_{na}[0 \div +5]$ și viteza de sudare $v_s = 400 \div 600[mm/min]$.

Parametrii de sudare, respectiv valorile temperaturilor determinate experimental sunt prezentate în tabelul 6.2.

Tabelul 6.2 Parametrii utilizați pentru determinarea relației dintre temperatură și coeficientul de emisivitate

Nr. variantă sudobrazare	$I_S [A]$	$U_a [V]$	$v_s [cm/min]$	I_{na}	El [J/cm]
1	69,3	9.33	60	0	646.5
2	65,2	9.10	60	0	593.3
3	64,4	9.04	40	0	873.2
4	64,4	9.04	40	0	873.2
5	80,3	9.97	60	+5	800.5
6	73,9	9.60	60	+5	709.4
7	74,6	9.64	40	+5	1078.7
8	77,6	9.82	40	+5	1143.0

Modul de variație al temperaturilor în îmbinările sudate este ilustrat în figura 6.2.

Determinarea experimentală a valorii reale a coeficientului de termoemisivitate „ ε ” s-a efectuat prin compararea mărimii măsurate (prin termoemisie) a temperaturii cu mărimea temperaturii determinată analitic.

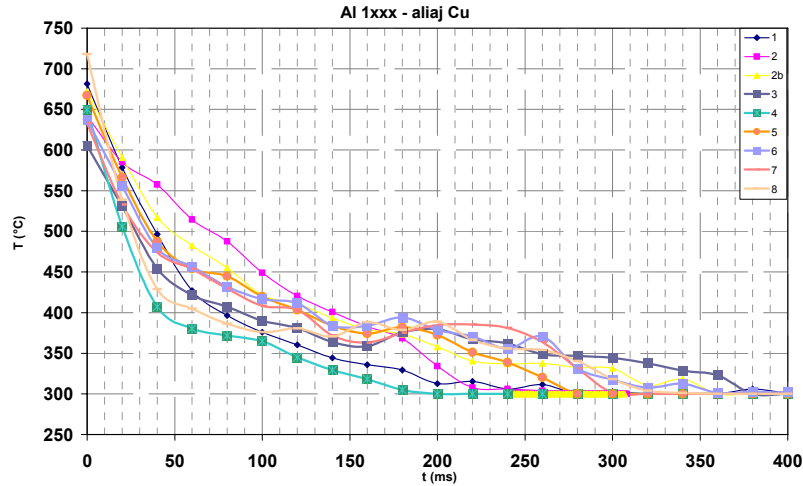


Figura 6.2 Variația în timp a temperaturii măsurate termografic pentru probele experimentale

Pentru fiecare probă de sudobrazare s-a realizat o determinare analitică, aflându-se valoarea temperaturii în funcție de parametrii de sudare și de proprietățile materialelor, urmată de o determinare experimentală a temperaturii în IR, [83].

Calculul analitic al temperaturii în zona îmbinării s-a efectuat pornind de la legea Stefan – Boltzman: [84]

$$P_d = 5,76 \cdot 10^{-8} \cdot \varepsilon \cdot A \cdot (T_1^4 - T_2^4) \quad (6.1)$$

unde s-au notat:

- P_d - puterea radiată de arcul electric
- ε - coeficientul de termoemisivitate (pentru corpul absolut negru $\varepsilon = 1$),
- T_1 - temperatura suprafeței radiante,
- T_2 - temperatura mediului ambiant

Considerând că puterea radiantă este aceeași, atât la determinarea analitică, cât și la cea experimentală, rezultă relația:

$$\varepsilon_a \cdot A \cdot (T_{\text{analitic}}^4 - T_2^4) = \varepsilon_m \cdot A \cdot (T_{\text{masurat}}^4 - T_2^4) \quad (6.2)$$

unde: ε_a - coeficientul de termoemisivitate, care se determină analitic și
 $\varepsilon_m = 0,9$ - coeficientul de emisivitate ales experimental.

Din relația 6.2 se poate determina valoarea coeficientului ε_a :

$$\varepsilon_a = \varepsilon_m \cdot \frac{(T_{\text{masurat}}^4 - T_2^4)}{(T_{\text{analitic}}^4 - T_2^4)} \quad (6.3)$$

Având în vedere că temperatura mediului ambiant este mult mai mică decât temperatura de sudobrazare, se poate neglija temperatura mediului ambiant, relația anterioară devenind:

$$\varepsilon_a = \varepsilon_m \cdot \left(\frac{T_{\text{masurat}}}{T_{\text{analitic}}} \right)^4 \quad (6.4)$$

Pentru calculul analitic al temperaturii s-a folosit relația:

6.1. Determinarea variației coeficientului de emisivitate a cuprului cu T 81

$$T(x, y, t) = P \cdot (2\pi \cdot \lambda \cdot s)^{-1} \cdot e^{-\frac{v \cdot x}{2a}} \cdot K_0\left(r \sqrt{\frac{v^2}{4a^2} + \frac{b_p}{a}}\right), \quad (6.5)$$

notațiile fiind explicate în capitolul 4.

Valorile caracteristicilor termofizice ale materialului Cu 99,7% sunt: $\lambda = 397,7 [W/m \cdot ^\circ K]$, $c = 3768,1 [J/kg \cdot ^\circ K]$, $\rho = 8,93 \cdot 10^3 [kg/m^3]$, și temperatura de topire $T_{top} = 1025^\circ C$. Puterea sursei P în funcție de parametrii de sudare care sunt indicații tabelul 6.2.

Valorile temperaturilor determinate analitic pentru regimurile de sudare experimentale sunt prezentate în tabelul 6.3 ce conține și rezultatele măsurătorilor de temperatură realizate prin termografie.

În continuare, folosind relația 6.4, s-a determinat coeficientul de termoemisivitate real ϵ_a pentru fiecare regim de sudare utilizat, rezultatele fiind prezentate în tabelul 6.3.

Tabelul 6.3. Valori ale coeficientului de termoemisivitate

Nr. variantă sudobrazare	Temperatura măsurată experimental [K]	Temperatura determinată analitic [K] x	Determinarea coeficientul ϵ_a y
1	460	490.6	0.69
2	560	560.35	0.89
3	630	654,0	0.77
4	380	440.81	0.49
5	470	477.97	0.84
6	465	548.03	0.46
7	740	763,0	0.79
8	425	532.25	0.36

Pe baza datelor experimentale s-a determinat prin calcul de regresie dependența coeficientului de termoemisivitate analitic de temperatura reală a zonei analizate.

Efectuând calculele rezultă ca dependența coeficientului de termoemisivitate al cuprului cu temperatura se exprimă prin relația:

$$\epsilon = e^{0,43 \cdot T - 3,19} \quad (6.6)$$

unde ϵ este coeficientul de termoemisivitate, iar T [K]-temperatura,

Modul de variație a coeficientului de emisivitate cu temperatura conform regresiei de mai sus este prezentat în figura 6.3. În figură sunt indicate valorile coeficientului de emisivitate determinat cu ajutorul formulei 6.4 pe bază căroră s-a construit ecuația de regresie.

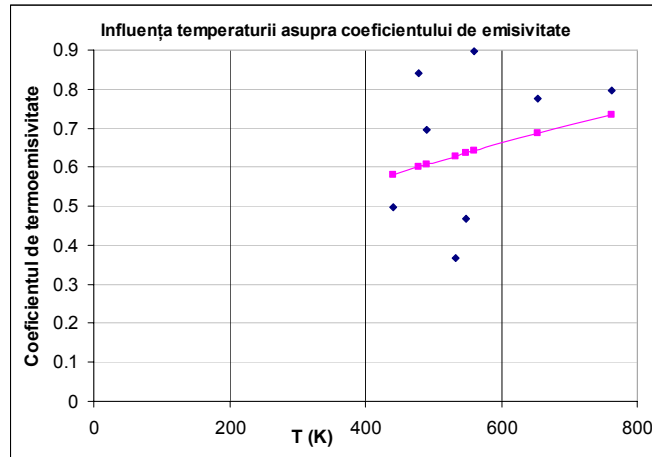


Figura 6.3 Variația cu temperatura a coeficientului de emisivitate a cuprului

Coeficientul de intensitate a corelației exprimat prin regresia determinată este $R=0,77$, ceea ce reflectă o corelație bună, conform [62, 63].

Din diagrama din figura 6.3 rezultă concluzia că temperatura în zona analizată (suprafața plăcii de cupru) în care este posibilă apariția stratului intermediar format din compuși intermetalici fragili se situează între 400-800K (127-527°C). Această concluzie este utilizată la alegerea convenabilă a materialului care se va folosi ca strat tampon în zona de îmbinare a cuprului cu aluminul.

6.2 Sudobrazarea cupru - aluminiu fără strat intermediar

Programul experimental a constatat în realizarea unor îmbinări cu regimurile de sudobrazare care au fost prezentate în tabelul 6.2. Probele debitate și prelucrate au fost supuse unui atac cu un reactiv format din 0,5ml HF, 1,5ml HCl, 2,5ml HNO₃ și 95,5% apă.

Observațiile vizuale din timpul procesului de sudobrazare caracterizează procesul ca fiind uniform, continuu și fără stropi.

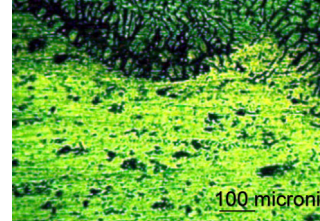
Îmbinările realizate au fost analizate sub aspect macro și microstructural, rezultatele fiind prezentate în figura 6.4.

Figura 6.4 Analizele macro și microstructurale determinate la îmbinarea Cu-Al



6.2. Sudobrazarea cuprului cu aluminiu fără strat intermediar 83

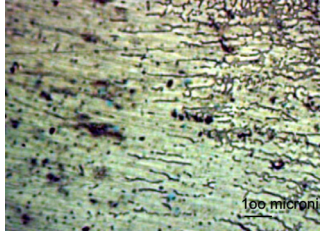
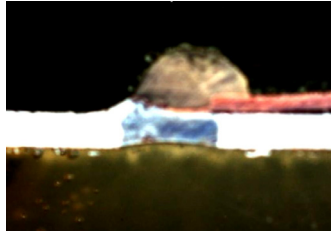
Varianta de sudobrazare 2



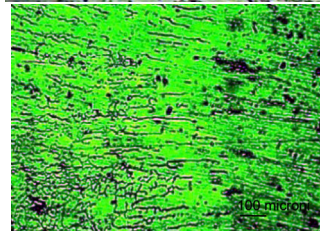
Varianta de sudobrazare 3



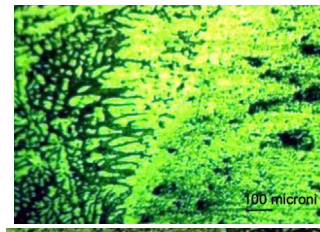
Varianta de sudobrazare 4



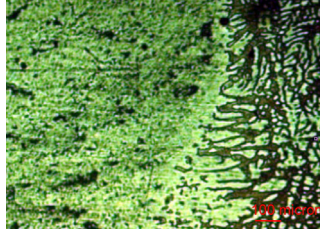
Varianta de sudobrazare 5



Varianta de sudobrazare 6

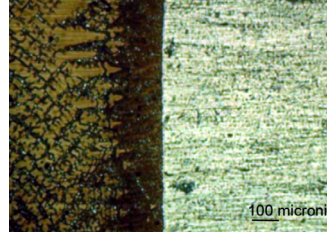
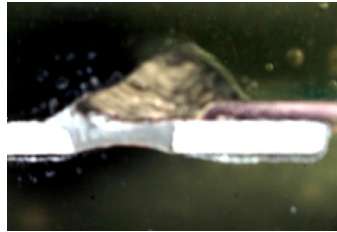


Varianta de sudobrazare 7



84 Capitolul 6 Sudobrazarea cuprului cu aluminul

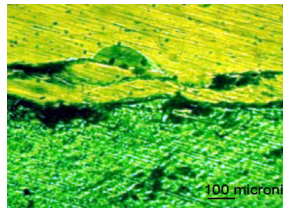
Varianta de sudobrazare 8



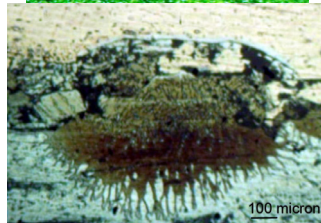
Nr. încercare CMT

ZIT_{Cu}, 100x

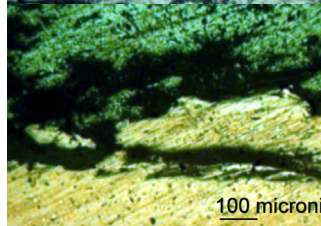
Varianta de sudobrazare 1



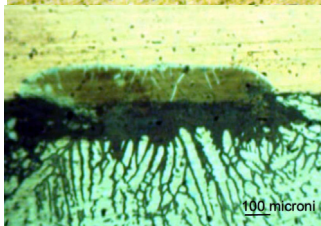
Varianta de sudobrazare 2



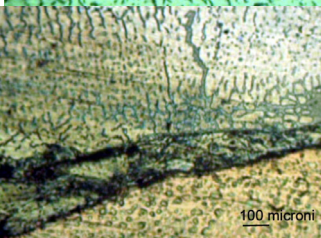
Varianta de sudobrazare 3

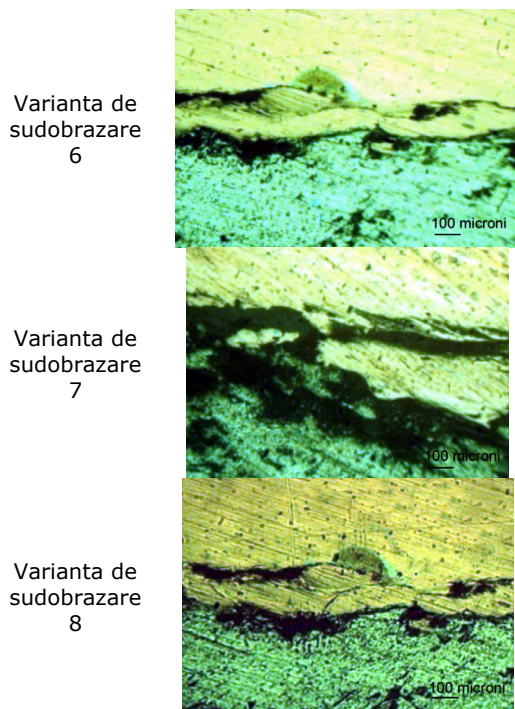


Varianta de sudobrazare 4



Varianta de sudobrazare 5





Îmbinarea formată între aluminiu și cupru este o soluție solidă de cupru în aluminiu având o rezistență la rupere mare care conține precipitatul alumină de cupru CuAl_2 care este dur (figura 6.5).

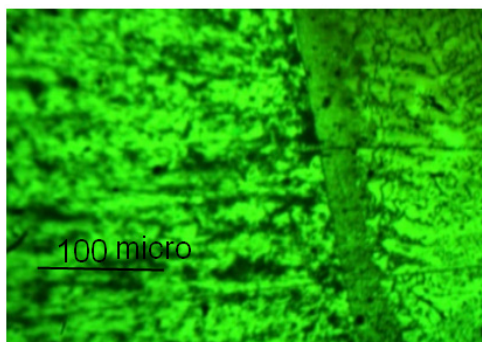


Figura 6.5 Soluție solidă α în zona aluminiului cu precipitatul CuAl_2 , x 100

Se observă prezența unor micro-retasuri la interfața îmbinare-cupru.

În cazul realizării îmbinării dintre cupru și aluminiu fără strat intermediar în zonele încălzite la temperaturile în domeniul $T = 600 - 800\text{K}$ ($327 - 527^\circ\text{C}$) se produce o diluție mare a cuprului cu aluminiu. Ca rezultat, apar structuri fragile care se modifică cu temperatura de lucru a structurii sudate, în același timp apare precipitarea fazei γ_2 , [86]. Creșterea diluției cuprului în aluminiu conduce la scăderea semnificativă a ductilității; aceasta poate fi mărită ulterior doar printr-un tratament termic de îmbătrânire aplicat după sudare. Limita de solubilitate a cuprului în aluminiu este de 5,8% la 548°C , la presiune

normală se obține o soluție solidă saturată cu particule dure de CuAl_2 care precipită la limita grăunților producând defecte, [86].

În cazul utilizării unui material de adaos de tip CuAl6 se poate îmbunătăți ductilitatea și rezistența îmbinării, materialul însă are un cost foarte ridicat. O altă posibilitate de îmbinare ar fi oferită de utilizarea unor procedee de sudare moderne ca sudarea cu laser, sudarea cu fascicol de electroni sau sudarea cu element rotitor, dar a caror aplicare presupune o investiție ridicată care nu se justifică decât la producția de serie mare, [87].

6.3 Sudobrazarea cupru – aluminu cu strat intermediar de nichel

Asa cum s-a arătat în capitolul 2 o soluție pentru a reduce diluția aluminului în cupru este crearea unui strat intermediar între cele două materiale dintr-un alt material adecvat. În cadrul lucrării s-a utilizat un strat intermediar de nichel.

Programul experimental a fost derulat utilizând table de aluminu și cupru cu dimensiunea $100 \times 50 \times 1 \text{ mm}$. S-a urmărit determinarea regimului de sudare optim pentru cazul executării unor îmbinări cap la cap, realizate într-o trecere, funcția obiectiv fiind rezistența la rupere a îmbinării.

Ca material de adaos s-a ales sârma AISi5 cu diametrul $1,2 \text{ mm}$, acest material fiind compatibil din punct de vedere chimic cu materialul de bază -aluminul și electrochimic cu nichelul, [86].

S-a utilizat o lungime liberă $l_c = 12 \text{ mm}$ și un unghi de înclinare a capului de sudare $\alpha_0 = 20^\circ$, valori alese pe baza experimentelor prezentate în capitolul 4.

Pe probele de cupru a fost depus electrolic un strat de nichel cu grosimi de 20 sau $40 \mu\text{m}$.

În vederea optimizării procesului de sudobrazare cu procedeul CMT a tablelor de aluminu cu cupru au fost selecționați următorii factori de influență:

- $x_1 \Rightarrow$ curentul de sudare, $I_s [A]$
- $x_2 \Rightarrow$ viteza de sudare, $v_s [cm/min]$
- $x_3 \Rightarrow$ factor de corecție dinamic, $I_{na} [+5, -5]$

Coordonatele punctului central al experimentului și intervalele de variație ale parametrilor considerați sunt date în tabelul 6.5.

Tabel 6.5 Intervalele de variație a factorilor de influență pentru sudobrazarea tablei de aluminu cu tablă de cupru

Parametru	Valoarea codificată	Valoarea fizică		
		$x_1 \Leftrightarrow I_s$ [A]	$x_2 \Leftrightarrow v_s$ [cm/min]	$x_3 \Leftrightarrow I_{na}$
Punctul central, x_{j0}	0	70	52	0
Interval variație, D_j	Δ_j	20	12	10
Nivel superior, x_{jsup}	+1	80	58	+5
Nivel inferior, x_{jinf}	-1	60	46	-5

6.3. Sudobrazarea cupru - aluminiu cu strat intermediar de nichel 87

6.3.1 Utilizarea unui strat de nichel cu grosimea 20 μm

Parametrii de sudare și valorile rezistenței la rupere a îmbinărilor realizate sunt indicate în tabelul 6.6.

Tabel 6.6 Parametrii utilizați la sudobrazarea cu strat tampon de Ni de 20 μm

Proba	I_s (x_1) [A]	v_s (x_2) [cm/min]	I_{na} x_3	U_a [V]	E_l [J/cm]	T [K]	R_{mY} N/mm ²	Locul ruperii
1	60	46	+5	10.1	790.43	458,78	80	-
2	80	58	+5	12.5	1034.4	638,29	112	ZT tb Cu
3	60	58	+5	10.2	633.10	390,63	80	-
4	80	46	+5	11.5	1200	629,49	200	ZT tb Cu
5	60	46	-5	10.8	845.21	490,57	166	ZIT tb Cu
6	80	58	-5	9.7	802.75	495,31	175.8	ZIT tb Al
7	60	58	-5	10	620.68	382,97	85.2	ZT tb Cu
8	80	46	-5	10.2	1064.3	617,76	196	ZIT tb Al

Rezistența la rupere a îmbinării realizate în punctul central al experimentului având parametri prezentați mai sus, determinat ca medie a 3 încercări, este 160 N/mm².

Cu datele din tabelul 6.6 s-a obținut ecuația de regresie:

$$\tilde{y} = 136,8 - 34,07 \cdot x_1 - 3,42 \cdot x_2 + 18,87 \cdot x_3 + 23,62 \cdot x_1 \cdot x_2 + 3,92 x_1 \cdot x_3 + 18,57 \cdot x_2 \cdot x_3$$

Pentru această regresie coeficientul de intensitatea a corelației dintre mărimile luate în considerare are valoarea 0,93, ceea ce ilustrează că regresia exprimă în condiții foarte bune legatura dintre aceste mărimi.

Concordanța dintre valorile estimate cu ajutorul modelului și cele determinate experimental a fost apreciată prin analiza valorilor reziduale care sunt reprezentate în figura 6.5. Se observă o repartizare normală a acestor reziduuri.

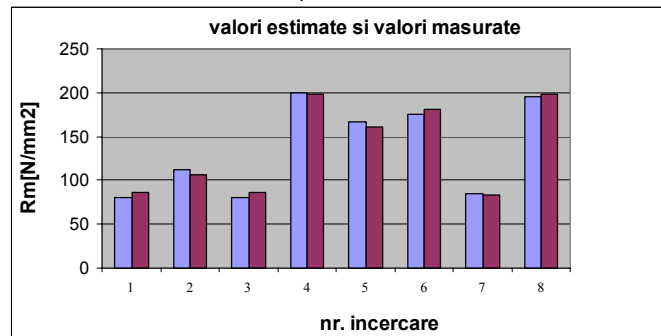


Figura 6.5 Concordanța dintre valorile estimate cu ajutorul modelului și cele determinate experimental pentru stratul de nichel 20 μm

Totodată, a fost calculat efectul factorilor de influență, apreciat individual și cumulat, asupra mărimii rezistenței îmbinării care este prezentat în figura 6.6.

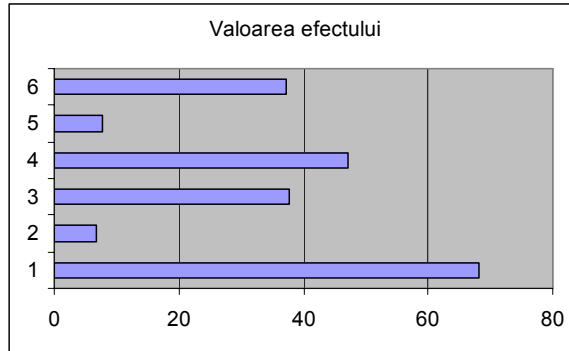


Figura 6.6 Efectul factorilor de influență asupra rezistenței îmbinării, strat intermediar $20 \mu\text{m}$ 1 - x_1 efectul curentului de sudare, 2 - x_2 efectul vitezei de sudare, 3 - x_3 efectul factorului de corecție, 4 - efectul interacțiunii $x_1 \cdot x_2$, 5 - efectul interacțiunii $x_1 \cdot x_3$, 6 - efectul interacțiunii $x_2 \cdot x_3$

Rezultă că dintre parametrii de sudobrazare efectele cele mai pronunțate asupra rezistenței la rupere îl are curentul de sudare, interacțiunea factorilor curent-viteză de sudare.

Din figură rezultă că rezistența îmbinării este influențată în măsura cea mai mare de curentul de sudare, urmând în ordine influența interacțiunii curent-viteză de sudare, respectiv a interacțiunii viteză de sudare-factor de corecție.

Regimul optim de sudare la care îmbinarea are o rezistență la rupere maximă este caracterizat de următorii parametri de îmbinare: curent de sudare (x_1) = 80[A], viteza de sudare (x_2) = 46[cm/min], factorul de corecție dinamic (x_3) = +5, tensiunea arcului $U_a = 11.5$ [V], energia liniară $E_l = 1200$ J/cm. Acestui regim îi corespunde o rezistență la rupere a îmbinării în valoare de 200 N/mm^2 , ruperea având loc în zona de trecere înspre tabla de cupru.

În figura 6.7 este arătată structura zonelor îmbinării realizate în regimul optim.

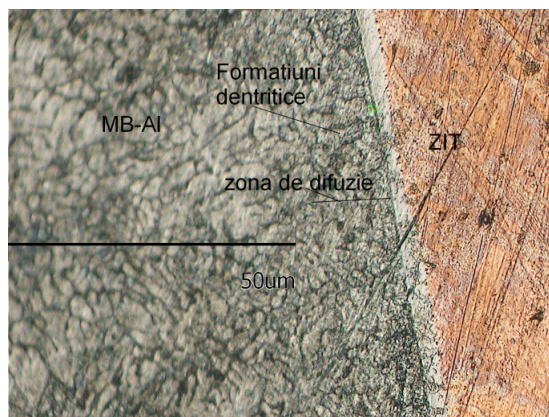


Figura 6.7 Zone ale îmbinării realizate cu strat tampon de $20 \mu\text{m}$ pentru regimul optim, 350x

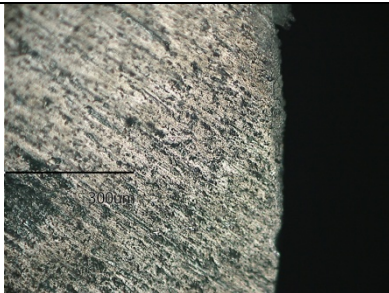



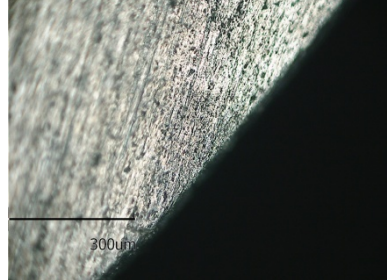
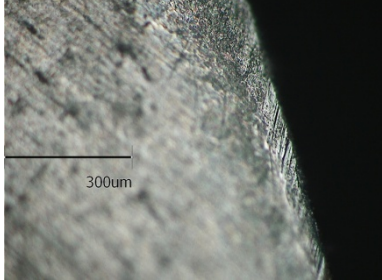
6.3. Sudobrazarea cupru - aluminiu cu strat intermediar de nichel 89

Îmbinarea are trei zone distincte:

- interfața îmbinare/cupru nichelat rezultată din umectarea plăcii, în continuare această zonă o vom nota îmbinare/Ni; este interfața unde se formează stratul intermediar format din compuși intermetalici Al-Si-Ni,
- interfața îmbinare/aluminiu rezultată din diluția aluminiului în îmbinare;
- stratul intermediar format din compuși intermetalici.

În tabelul 6.7 sunt prezentate rezultatele examinărilor microscopice efectuate în cazul regimurilor indicate în tabelul 6.6 cu strat tampon de 20 μm .

Tabel 6.7 Prezentarea analizelor microscopice

Proba	Microstructura 350x	Proba	Microstructura 350x
Proba 1		Proba 5	
Proba 2		Proba 6	
Proba 3		Proba 7	



Epruvetele au fost atacate cu soluția formată din: 950ml H₂O; 25 ml HNO₃; 15 ml HCl; 10 ml HF pentru aluminiu [93].

Analizând compoziția stratului intermetalic, unde conform analizei spectrale, vezi tabelul 6.10, deci la sudobrazarea Cu cu Al cu strat intermediar de Ni se formează stratul intermetalic Ni₃Al-Ni, la care rezistența la curgere crește exponențial cu temperatura, care prezintă o anomalie în comparație cu alte straturi intermetalice întâlnite la sudobrazarea cuprului cu aluminiu, [57]. Această componentă este faza γ' care se precipită în soluția solidă γ cubică cu fețe centrate a nichelului, lucru care face să crească rezistența la rupere și la curgere.

În cazul de față pentru proba 3 și 7 unde energia liniară a fost mică nu s-a realizat formarea unei difuzii Ni₃Al și Ni, adică interfazele γ'/γ și îmbinarea a avut rezistență la rupere mică. Deci structura și energia influențează transferul între cele două faze γ'/γ și stabilitatea termodinamică a fazei γ' , [57].

6.3.1 Utilizarea unui strat de nichel cu grosimea 40 μm

Un program experimental similar a fost realizat pentru cazul utilizării unui strat intermediar de nichel cu grosimea 40 μm , parametrii de sudobrazare, respectiv valorile rezistenței la rupere a îmbinărilor realizate fiind indicate în tabelul 6.8.

Rezistența la rupere a îmbinării realizate în punctul central al experimentului a fost 200 N/mm².

Tabel 6.8 Parametrii utilizați la sudobrazarea cu strat de Ni 40 μm

Proba	I _s (x ₁) [A]	v _s (x ₂) [cm/min]	I _{na} x ₃	U _a [V]	E _l [J/cm]	T [K]	R _m γ N/mm ²	Locul ruperii
9	80	46	+5	12.9	1346.0	782	170	ZT tb Cu
10	60	58	+5	10	620.6	383	155	ZT tb Al
11	80	58	+5	12.5	1034.4	638.2	150	ZT tb Cu
12	60	46	+5	10.8	845.2	491	104	ZT tb Cu
13	80	46	-5	10	1043.4	606	140	tb Al

6.3. Sudobrazarea cupru - aluminiu cu strat intermediar de nichel 91

14	60	58	-5	10.5	651.7	387	137	ZT tb Cu
15	80	58	-5	10.1	835.8	516	126	ZT tb Cu
16	60	46	-5	10	782.6	455	103	ZT tb Al

Cu datele din tabelul 6.8 s-a obținut ecuația de regresie:

$$\tilde{y} = 140,28 + 6,21 \cdot x_1 + 10,21 \cdot x_2 + 13,78 \cdot x_3 - 1,71 \cdot x_1 \cdot x_2 + 0,28 \cdot x_1 \cdot x_3 + 1,78 \cdot x_2 \cdot x_3$$

Pentru regresia determinată coeficientul de intensitate a corelației dintre mărimile considerate este 0,90, repartizarea grafică a reziduurilor fiind ilustrată în figura 6.8. Ambele aspecte prezentate validează regresia determinată.

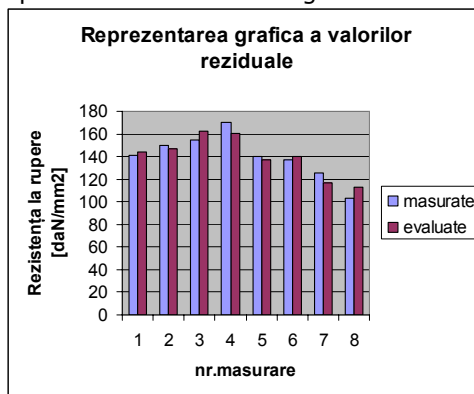


Figura 6.8 Valorile reziduale pentru stratul de nichel 40 μm

Efectul factorilor de influență, apreciat individual și cumulat, asupra mărimii rezistenței îmbinării care este prezentat în figura 6.9.

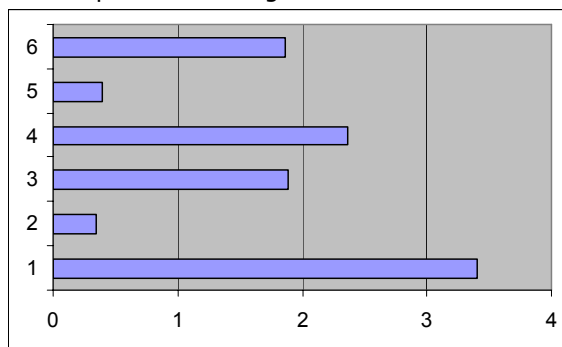



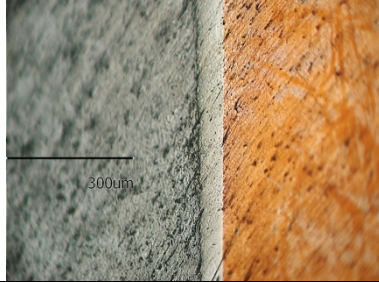
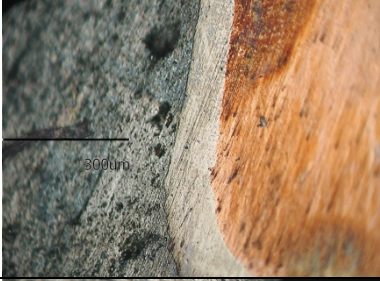
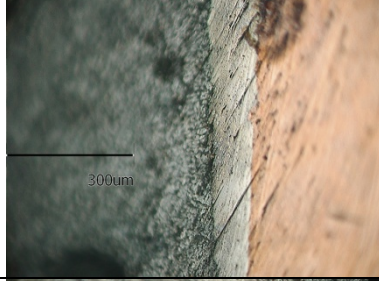
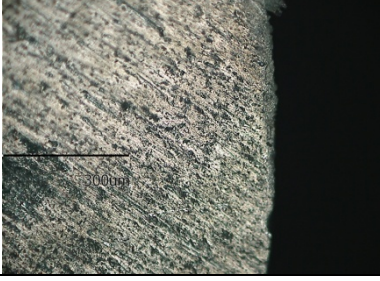
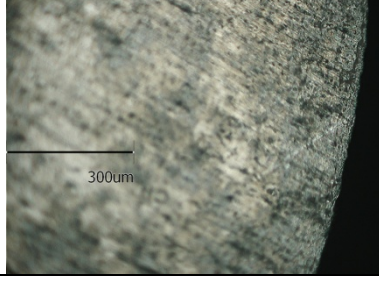


Figura 6.9 Efectul factorilor de influență asupra rezistenței la rupere, strat intermediar 40 μm, 1 - x_1 efectul curentului de sudare, 2 - x_2 efectul vitezei de sudare, 3 - x_3 efectul factorului de corecție dinamic, 4 - $x_1 \cdot x_2$, 5 - $x_1 \cdot x_3$, 6 - $x_2 \cdot x_3$

Rezultă că dintre parametrii de sudobrazare efectele cele mai pronunțate asupra rezistenței la rupere îl are curentul de sudare, interacțiunea factorilor curent-viteză de sudare, respectiv a interacțiunii viteză de sudare-factor de corecție.

Rezultatele examinărilor microscopice sunt prezentate în tabelul 6.9.

Tabel 6.9 Analiza microcopică la sudobrazarea cu strat de Ni 40 μm

Proba	Microstructura 350x	Proba	Microstructura 350x
Proba 9		Proba 13	
Proba 10		Proba 14	
Proba 11		Proba 15	
Proba 12		Proba 16	

6.3. Sudobrazarea cupru - aluminiu cu strat intermediar de nichel 93

Acceptând explicația prezentată la grosimea stratului intermediar de 20 micrometri putem explica că structura stratului intermetalic este $\text{Ni}_3\text{Al}/\text{Ni}$.

Se observă apariția unor microretasuri la proba 10 și 14 lucru explicabil prin energia liniară mică introdusă și răcirea rapidă a îmbinării.

La probele 12 și 16 ruperea s-a făcut între nichel și îmbinare, la aceste probe temperatura determinată analitic a fost situată între 450-500 K iar zona a avut o formă regulată, lucru care denotă că nu s-a format difuzia între $\text{Ni}_3\text{Al}/\text{Ni}$.

În stratul intermediar s-a determinat compoziția chimică prin analiză spectrală, concentrațiile de nichel și aluminiu fiind indicate în tabelul 6.10.

Tabel 6.10 Concentrația nichelului și a aluminiului în stratul intermediar format din compuși intermetalici

Nr. probă pt. stratul de nichel de 20 μm	Al	Ni	Nr. probă pt. stratul de nichel de 40 μm	Al	Ni
2	98,1	0,55	9	99,4	0,007
4			11	99,4	0,005
5			12	99,4	0,005
6	99,4	0,005	13		
7	99,4	0,005	14	96,9	1,30
8	99,4	0,005	15	99,2	0,005

Analizând imaginile prezentate în tabelele 6.7 și 6.9 rezultă că energia liniară influențează dimensiunea și structura stratului intermediar format din compuși intermetalici la sudobrazare.

De aceea, s-a analizat, în continuare, dependența dintre energia liniară la sudobrazare și grosimea stratului intermediar format din compuși intermetalici la cele două grosimi de strat tampon de nichel utilizate (20 μm , respectiv 40 μm).

6.3.2 Dependența dintre energia liniară la sudobrazare și grosimea stratului intermediar format din compuși intermetalici

Grosimea stratului intermediar format din compuși intermetalici a fost determinată pe probe microstructurale, poziționarea acestei zone și locurile în care s-au efectuat măsurătorile fiind arătate în figura 6.10. Pentru fiecare probă au fost efectuate 5 măsurători fiind reținută media aritmetică a acestora.

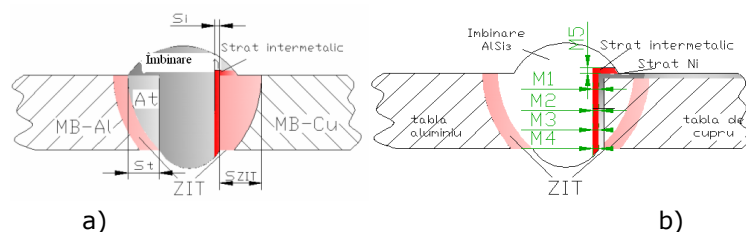


Figura 6.10 a) Dimensiunile geometrice ale îmbinării, b) Modul de dispunere a măsurătorilor

În figura 6.10 s-au făcut următoarele notații: MB-Al – material de bază aluminiu, MB-Cu – material de bază cupru, s_{ZIT} – grosimea zonei influențate termic, s_i – grosimea stratului intermediar format din compuși intermetalicii, s_t – grosimea zonei topite în aluminiu.

Experimentul s-a efectuat în condițiile utilizării parametrilor de sudobrazare prezentați în tabelul 6.6 și 6.8. Au fost reținute valorile corespunzătoare ale energiei liniare și grosimii stratului intermediar, valori indicate în tabelul 6.11.

Tabel 6.11 Valori ale energiei liniare și grosimea stratului intermediar format din compuși intermetalicii pentru depunerea inițială de 20 μm și 40 μm Ni

Strat tampon de nichel de 20 μm			Strat tampon de nichel de 40 μm		
Nr. probă	Energia liniară x [J/cm]	Grosime strat intermediar Y_{Ni20} (μm)	Nr. probă	Energia liniară [J/cm]	Grosime strat intermediar Y_{Ni40} (μm)
1	790.43	-	9	1346.0	22
2	1034.48	10	10	620.6	-
3	633.10	18	11	1034.4	12
4	1200	16	12	845.2	16
5	845.21	6	13	1043.4	18
6	802.75	5	14	651.7	10
7	620.68	19	15	835.8	15
8	1064.34	8	16	782.6	14

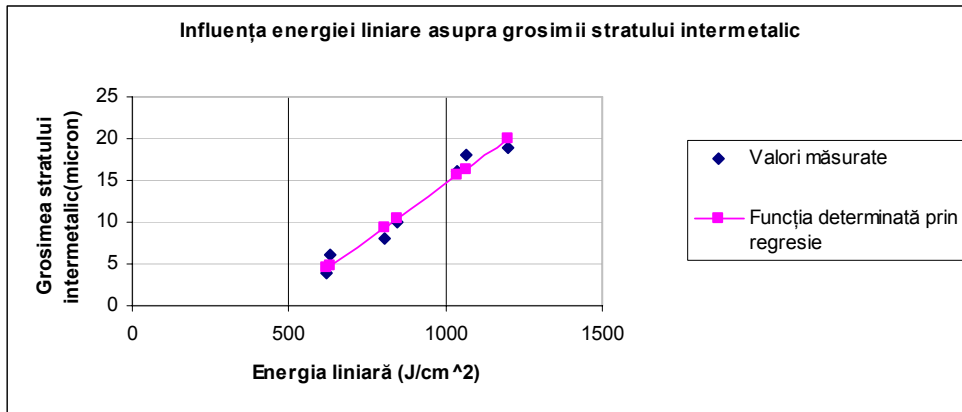
Cu aceste date au fost determinate următoarele regresii liniare care exprimă dependența dintre energia liniară și grosimea stratului intermediar:

$$s_i = -12,16 + 0,026 \cdot El \text{ pentru grosimea stratului de Ni de } 20 \mu m \quad (6.13)$$

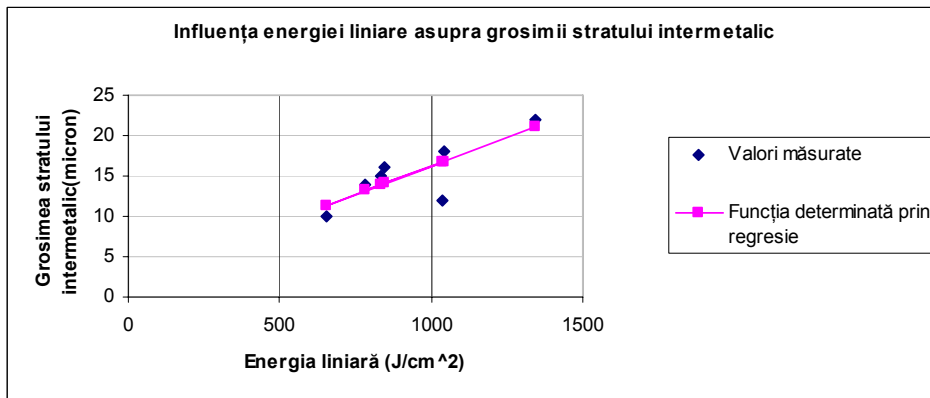
$$s_i = 2,15 + 0,014 \cdot El \text{ pentru grosimea stratului de Ni de } 40 \mu m \quad (6.14)$$

Aceste regresii sunt prezentate în figura 6.11 împreună cu valorile experimentale.

6.3. Sudobrazarea cupru - aluminiu cu strat intermediar de nichel 95



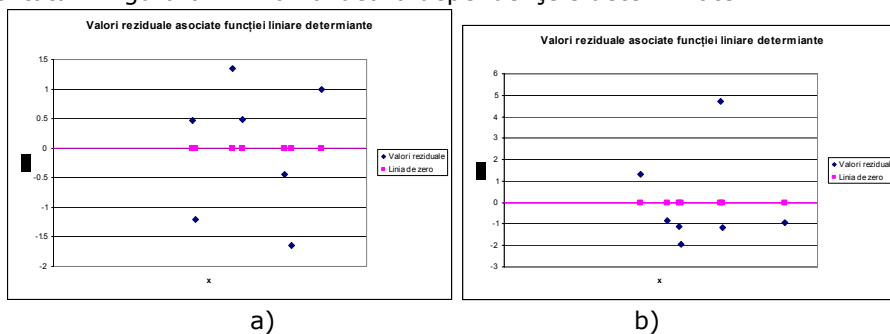
a) 20 μm



b) 40 μm

Figura 6.11 Reprezentarea grafică a dependenței dintre energia liniară și grosimea stratului intermetalic la o grosime a stratului intermediar de Ni: a) 20 μm , b) 40 μm

Distribuția valorilor reziduale asociate regresiei determinate este prezentată în figura 6.12. Ea validează dependențele determinate.



a)

b)

Figura 6.12 Reprezentarea grafică a distribuției valorilor reziduale asociate funcției determinată prin regresie matematică la o grosime a stratului intermediar de a) 20 μm , b) 40 μm

În concluzie rezultă ca energia liniară influențează semnificativ grosimea stratului intermediar format din compuși intermetalici. Această dependență poate fi exprimată sub formă liniară. Grosimea zonei de difuzie crește o dată cu creșterea energiei liniare utilizate, remarcându-se apariția și accentuarea formațiunilor columnar-detritice. Apariția acestor formațiuni este favorizată de creșterea energiei liniare datorită influenței constituenților Ni_3Al din stratul intermediar format din compuși intermetalici în proximitatea zonei de difuzie.

Grosimea stratului de nichel nu influențează practic grosimea stratului intermediar.

6.4 Dependența dintre grosimea stratului intermediar format din compuși intermetalici și rezistența la rupere a îmbinării

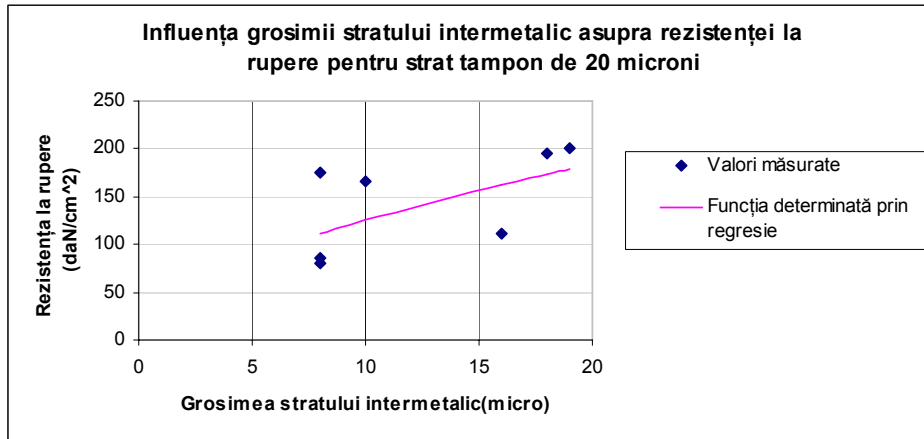
Din analiza datelor prezentate în tabelul 6.6 și tabelul 6.18 (valorile rezistenței la rupere) și tabelul 6.11 (grosimea stratului intermediar format din compuși intermetalici) se observă că rezistența la rupere este influențată de lățimea stratului intermediar. Utilizând datele experimentale s-a determinat influența grosimii stratului intermediar asupra rezistenței la rupere a îmbinării printr-o regresie de forma $y = a \cdot x^b$.

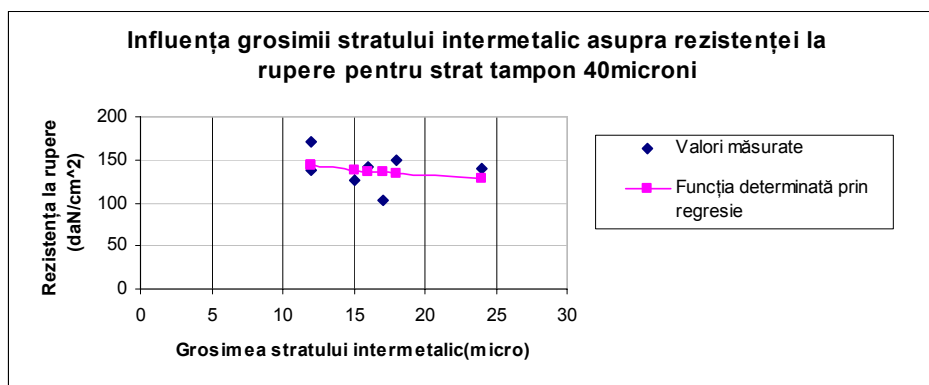
Au rezultat următoarele regresii:

$$R_m = e^{0,54 \cdot \ln s_i + 3,57} \text{ pentru stratul intermediar de nichel de } 20 \mu m \quad (6.15)$$

$$R_m = e^{-0,15 \cdot \ln s_i + 5,34} \text{ pentru stratul intermediar de de nichel de } 40 \mu m \quad (6.16)$$

Aceste regresii sunt prezentate în figura 6.13 împreună cu valorile individuale determinate pe cale experimentală.





b)

Figura 6.13 Reprezentarea grafică a influenței grosimii stratului intermediar format din compuși intermetalicii asupra rezistenței la rupere cu strat intermediar a) $20 \mu m$, b) $40 \mu m$

Din aceste figuri rezultă că rezistența la rupere a îmbinării scade cu creșterea grosimii stratului intermediar.

Din analiza rezultatelor obținute la utilizarea unui strat intermediar de nichel rezultă ca rezistența la rupere a îmbinării nu este influențată semnificativ de grosimea acestui strat, ci de energia liniară introdusă. Prezența stratului de nichel modifică însă structura stratului intermediar format din compuși intermetalici comparativ cu îmbinarea fără strat intermediar.

7 Concluzii, contribuții personale, direcții viitoare de cercetare

7.1 Concluzii

Teza de doctorat și-a propus ca obiectiv principal optimizarea procesului de realizare prin sudobrazare prin procedeul MAG-CMT a unor îmbinări între materiale cu comportare dificilă la sudare și de grosime mică (sub 1,5 mm).

Cercetarea doctorală s-a efectuat pe trei tipuri de îmbinări eterogene sub aspectul materialelor de bază: îmbinarea tablelor zincate din oțel, îmbinarea tablelor zincate din oțel și aluminiu, respectiv îmbinarea aluminiului cu cuprul.

În urma cercetării bibliografice actuale în domeniu s-a identificat un interes larg al cercetătorilor la nivel mondial în domeniul dezvoltării unor procedee de îmbinare a unor elemente cu grosime mică, respectiv pentru îmbinarea unor materiale sau combinații de materiale cu o comportare la sudare dificilă. Au fost remarcate limitele de utilizare a procedeeului de sudare universal MAG în condițiile sudării în domeniul curenților mici datorită problemelor de transfer de material și stabilitate a procesului care sunt caracteristice transferului clasic prin scurtcircuit. Aceste aspecte au fundamentat dezvoltarea unor noi variante ale procesului de sudare MAG în domeniul curenților de valoare redusă, variante analizate în cadrul tezei.

Din analiza acestor variante se remarcă potențialul deosebit pe care îl are sudarea prin procedeul MAG CMT și, în mod, special, utilizarea acestui procedeu în cazul în care îmbinarea se realizează prin sudobrazare.

Comparația efectuată între diferite procedee care pot fi utilizate pentru cazul realizării unei îmbinări prin sudobrazare (sudobrazare cu flacăra, sudobrazare MAG în regim de transfer în scurtcircuit, sudobrazare MAG CMT, sudobrazare WIG, sudobrazare cu ultrasunete și sudobrazare cu laser) au reliefat superioritatea procedeeului MAG CMT, atât sub aspect tehnic (calitatea îmbinării), cât și economic. S-a remarcat în mod deosebit lipsa stropilor datorită modului efectiv de transfer al picăturii, participarea redusă a materialului de bază la realizarea îmbinării, utilizarea unei energii liniare de valoare mică și, ca efect, producerea unei zone influențate termic înguste, aceste caracteristici recomandând procedeul în mod special pentru îmbinarea unor materiale disimilare cu comportare dificilă la sudare.

Pentru a fundamenta obiectivele cercetării doctorale a fost efectuată o verificare experimentală a posibilității de sudobrazare prin procedeul MAG CMT în cazul utilizării la îmbinarea tablelor zincate. Acest studiu a arătat superioritatea procedeeului MAG CMT față de procedeul clasic MAG cu transfer în scurtcircuit sub aspectul stabilității procesului, lipsei imperfecțiunilor și influențării mai reduse a materialului de bază prin distrugerea protecției superficiale cu zinc și datorită prezenței unor compuși intermetalici fragili.

Optimizarea procesului de sudobrazare a îmbinărilor omogene între table zincate a permis obținerea următoarelor concluzii:

Pentru sudobrazarea tablelor zincate poate fi utilizat ca material de adaos un aliaj tip CuSi3 care este compatibil cu materialul suport - oțelul, asigurând și o conservare a stratului de zinc.

Prezența continutului de zinc din materialul de bază îmbunătățește procesul de umectare a acestuia prin materialul de adaos, în mod particular, valoarea unghiului de umectare, în timpul procesului de sudobrazare MAG-CMT preluând practic funcția unui flux de decapare a cărui utilizare nu mai este necesară. Prezența zincului are însă și un efect negativ favorizând producerea porozității.

Cu ocazia derulării programului experimental a fost pusă la punct o metodă magnetoinductivă de măsurare a grosimii stratului de zinc cu prelucrarea statistică a rezultatelor în programul STATWIN.

A fost determinată relația cantitativă dintre grosimea stratului de zinc după sudobrazare și factorii de influență principali: curentul de sudare, viteza de sudare și factorul de corecție dinamic, respectiv factorul de corecție a lungimii arcului, precum și efectele individuale și cumulate ale parametrilor de sudobrazare asupra funcției obiectiv –grosimea stratului de zinc după sudobrazare.

În vederea identificării regimurilor optime de sudobrazare pe baza funcțiilor obiectiv determinate s-a realizat un program de modelare utilizând programul MATLAB. Acesta asigură modelarea relației dintre parametri de proces și grosimea stratului de zinc conservat în relație cu temperatura și deformațiile produse. Utilizând acest program au fost determinate regimurile optime de sudobrazare care conduc la maximizarea grosimii stratului de zinc în zona îmbinării pentru îmbinări între table cu grosimi în domeniul 0,7-1,5 mm.

Modelarea termică în programul MATLAB a procesului de sudobrazare CMT a permis corelarea compoziției chimice a stratului intermediar format din compuși intermetalici realizat la interfața Cu/Zn și evaluarea ciclului termic în această interfață. Validarea modelului analitic pentru evaluarea campului termic s-a făcut experimental prin măsurarea termografică a temperaturii.

Având în vedere că la măsurarea temperaturii prin termografie în infraroșu are loc o modificare a coeficientului de termoemisivitate a materialelor cu temperatura a fost necesară determinarea experimentală a variației acestui coeficient în domeniul temperaturilor procesului de sudobrazare (20 - 530°C).

A fost determinată dependența cantitativă dintre condițiile de sudobrazare, exprimate sintetic prin valoarea energiei liniare, și grosimea stratului intermediar format din compuși intermetalici. S-a concluzionat ca prin energia liniară introdusă la sudobrazare poate fi controlată calitatea îmbinării.

Analizele structurale și încercările mecanice de rupere efectuate asupra probelor sudobrazate în regimurile optime de sudare au condus la rezultate corespunzătoare.

În urma cercetărilor orientate spre **optimizarea procesului de sudobrazare a îmbinărilor eterogene dintre table zincate și aluminiu** au rezultat o serie de concluzii dintre care se menționează:

A fost cercetată influența realizării procesului de sudobrazare în impulsuri (CMTP) comparativ cu cazul utilizării unui curent constant (CMT).

Sub aspect geometric s-a remarcat ca supraînălțarea îmbinărilor realizate în regim continuu (CMT) este sensibil mai mare decât cea specifică sudării în impulsuri (CMTP). Acest fapt poate fi explicat prin curentul suplimentar introdus la procedeul CMTP în momentul desprinderii picăturii care face ca picătura să fie încălzită suplimentar față de cazul procedeului CMT.

Procedeul de sudobrazare în impulsuri CMTP este, ca atare, de preferat, în cazul în care se dorește obținerea unei îmbinări cu o supraînălțare (convexitate) mai mică. În același timp, s-a remarcat influența semnificativă a factorului de corecție dinamic asupra profilului (convexității) îmbinării. Cu scăderea valorii acestui factor îmbinarea devine mai convexă.

S-a determinat dependența dintre energia liniară, grosimea stratului de difuzie a zincului în aluminiu pentru cazul sudobrazării MAG CMT în regim continuu, respectiv în impulsuri. Din analiza rezultatelor obținute a rezultat concluzia ca grosimea stratului de difuzie a zincului depinde practic liniar de energia liniară utilizată, varianta de procedeu afectând în mod semnificativ această dependență. La aceeași energie liniară, grosimea stratului de difuzie a zincului este sensibil mai mare în cazul variantei CMT (impulsuri) comparativ cu varianta CMT (continuu).

Au fost analizate structurile produse în îmbinarea sudobrazată în zona de trecere spre aluminiu, respectiv tabla zincată evidențiindu-se caracteristicile stratului intermediar format din compuși intermetalici, atât ca grosime, cât și ca structură.

A fost efectuată o corelare a rezistenței la rupere prin forfecare a îmbinărilor sudobrazate cu procedeul utilizat – continuu sau în impulsuri – și structura specifică, concluzionând asupra superiorității variantei de sudobrazare în regim continuu. Această diferență a fost explicată printr-o ardere mai pronunțată a zincului la varianta în impulsuri și formarea oxidului de zinc.

Cercetările efectuate pentru **optimizarea procesului de sudobrazare a îmbinărilor eterogene dintre cupru și aluminiu** au condus la următoarele concluzii principale:

Programul de evaluare a câmpului termic în timpul procesului de sudobrazare a arătat ca în zona îmbinării plasată în vecinătatea materialului de bază cupru temperaturile se situează în intervalul 400-800K (127-527⁰C), fiind posibilă apariția unui strat intermediar format din compuși intermetalici fragili.

Pentru evitarea formării acestui strat fragil a fost propusă utilizarea unui strat tampon din nichel, plasat între cele două materiale de bază. Utilizarea acestui strat tampon reduce și diluția specifică procesului de sudobrazare în cazul îmbinării directe a celor două materiale.

Programul de experimentare desfășurat pentru cazul utilizării unui strat de nichel cu grosime de 20μm, respectiv 40 μm depus electrolytic pe piesa din cupru, precum și, pentru a avea un nivel de referință, în condițiile sudobrazării fără acest strat tampon a cuprins examinări structurale și încercări mecanice.

A fost realizată o optimizare a procesului de sudobrazare printr-un experiment factorial în condițiile utilizării ca și criteriu de optimizare a rezistenței la rupere a îmbinării sudobrazate.

S-a concluzionat că energia liniară influențează semnificativ grosimea stratului intermediar format din compuși intermetalici. Această dependență poate fi exprimată sub formă liniară. Grosimea zonei de difuzie crește o dată cu creșterea energiei liniare utilizate, remarcându-se accentuarea formațiunilor columnar-detractice. Apariția acestor formațiuni este favorizată de creșterea energiei liniare datorită influenței constituenților Ni₃Al din stratul intermediar format din compuși intermetalici în proximitatea zonei de difuzie. Grosimea stratului de nichel nu influențează însă, practic, grosimea stratului intermediar.

7.2 Contribuții personale

Prin realizarea tezei de doctorat au fost formulate o serie de contribuții personale dintre care cele mai importante sunt următoarele:

- evidențierea tendințelor actuale în domeniul îmbinării elementelor subțiri din materiale cu comportare la sudare dificilă și a principalilor parametri de influență ai procesului de sudare în mediu de gaz protector MAG – CMT;

- conceperea și realizarea unui dispozitiv de sudare/sudobrazare prin procedeul MAG-CMT tablelor subțiri, dotat cu un sistem de măsurare a temperaturii în zona arcului electric prin termografie în infrarosu;
 - clarificarea influenței stratului de zinc de la suprafața tablelor zincate asupra procesului de umectare a materialului de bază și asupra sensibilității la porozitate în cazul îmbinării prin sudobrazare a acestor materiale de bază;
 - determinarea dependenței cantitative dintre parametrii de proces și caracteristicile geometrice și structurale ale îmbinărilor realizate prin sudobrazare între table zincate;
 - optimizarea procesului de sudobrazare a tablelor zincate utilizând un material de adaos de tip CuSi3;
 - conceperea și efectuarea unei modelări în programul MATLAB pentru optimizarea parametrilor de sudobrazare și determinarea câmpului termic și a deformațiilor produse în timpul procesului de sudobrazare CMT cu posibilitate de extindere și la alte procedee de sudare;
 - fundamentarea oportunității utilizării unui strat tampon din nichel la realizarea îmbinării prin sudobrazare a cuprului cu aluminiu;
 - determinarea dependenței dintre energia liniară utilizată în procesul de sudobrazare și grosimea stratului de difuzie a zincului în cazul îmbinărilor eterogene dintre tabla zincată și aluminiu, respectiv cupru – aluminiu;
 - determinarea dependenței dintre energia liniară la sudobrazare și grosimea stratului intermediar format din compuși intermetalici în cazul îmbinării eterogene cupru-aluminiu;
 - determinarea dependenței dintre grosimea stratului intermediar format din compuși intermetalici și rezistența la rupere a îmbinării sudobrazate în cazul îmbinării eterogene cupru-aluminiu.
- Rezultatele obținute în cadrul tezei au fost valorificate prin elaborarea unui număr de 17 lucrări științifice, dintre care 10 ca prim autor și 7 în colaborare. Dintre aceste lucrări 2 lucrări sunt indexate ISI și 6 sunt indexate B+.

7.3 Direcții viitoare de cercetare

Pe baza experienței și rezultatelor obținute în cadrul cercetării doctorale se apreciază ca interesante următoarele direcții de cercetare viitoare:

- cercetarea condițiilor pentru dezvoltarea unor tehnologii de îmbinare prin sudobrazare care să permită creșterea rezistenței la rupere a îmbinării prin intervenții metalurgice asupra stratului intermediar format din compuși intermetalici și formare a unor structuri mai puțin fragile;
- fundamentarea aplicării unor procedee alternative de îmbinare ca, de exemplu, îmbinarea hibridă laser-arc electric MAG CMT sau sudobrazare cu plasmă în domeniul realizării îmbinărilor eterogene între materiale cu comportare dificilă la sudare și de grosime redusă.
- cercetarea aspectelor specifice utilizării procesului de sudobrazare prin procedeul MAG CMT pentru cazul unor alte combinații de materiale de bază greu sudabile prin procedee clasice
- identificarea de noi aplicații posibile pentru sudobrazarea prin procedeul MAG CMT.

Bibliografie

- [1] Burcă, M.; Negoitescu, S. **Sudarea MIG/MAG**, Editura Sudura 2002, ISBN 973 – 8359 – 07 – 4
- [2] Dehelean, D. **Sudarea prin topire**, Editura Sudura, Timișoara 1997, ISBN 973-98049-1-8
- [3] Era, T., Ueyama, T. and Brooks, M. **Welding steel sheet with a modified short circuiting process**, presented AWS Detroit Section's Sheet Metal Welding Conference XIII, Livonia, Mich., May 14-16, 2008, pp 28-33.
- [4] Pepe, N., Quintino, L., Pires I., Miranda R., Yapp, D., **Applications of innovative variants in MIG/MAG welding**, IIW Doc.No.XII-1989-10.
- [5] Era, T.; Ide, A.; Uezono, T.; Yamamoto, H.; and Ueyama, T. **Spatter reduction of steel sheet welding using controlled bridge transfer (CBT) GMA Process**, DAIHEN Corporation, 5-1 Minamisenrioka, Settsu, Osaka 566-0021, Japan, IIW Doc.No.XII-1900-06.
- [6] Huisman, G: **Direct control of the material transfer, the Controlled Short Circuiting (CSC)-MIG process**, ICAWT 2000: Gas Metal Arc Welding for the 21st Century, Dec. 6-8, 2000, Orlando, Florida
- [7] Era, T.; Ueyama, T. and Brooks, M. **Welding Steel Sheet with a modified short circuiting process**, AWS Detroit Section's Sheet Metal Welding Conference XIII, Livonia, Mich, 2008, pp 28-33
- [8] Kabushiki, K. K.; Seiko, S.: **Output control of SC welding power source**, PatNr.: US 4546234, Kobe Steel, Japan, 1984
- [9] Goecke, S. F.; Dorn, L. and Hubner, M.: **MAG ChopArc welding for minimum-thickness sheets 0.2 mm. Individual conference report in the conference volume for the Great Welding Conference – GST 2000**, Nurnberg, 27-29 Sep.2000, *German Welding Association Reports, Volume 209*, (2000), pp 163-168
- [10] Goecke, S. F. EWM Mündersbach, Germany, **Low Energy Arc Joining Process for Materials Sensitive to Heat**, The new dimension of welding 2008, pp 27-32
- [11] Himmelbauer, K. **The CMT-Process-a revolution in welding technology** XII-1845-05 - Fronius International GmbH.
- [12] H.T. Zhang, J.C. Feng, P. He, B.B. Zhang, J.M. Chen, L. Wang **The arc characteristics and metal transfer behaviour of cold metal transfer and its use in joining aluminium to zinc-coated steel** *Materials Science and Engineering: A, Volume 499, Issues 1-2, 15 January 2009, Pages 111-113*
- [13] *** **Cold metal transfer MIG welding is spatter-free** Edited by the Manufacturingtalk editorial team Sep 23, 2005
- [14] Trommer, G. **Cold Metal Transfer and pulsed arc welding processes separately used or in combination, in order to obtain an wide power range**, Sudura XX 1/2010, pp 25-29.
- [15] *** The Lincoln Electric company: **STT – Surface Tension Transfer**, Pat.Nr.: EP 0324960 B1, USA, 1989, and EP 1232825 A3, USA, 2002
- [16] Goecke, S. F.; Metzke, E; Spille-Kohoff, A; Langula, M: **ChopArc – MSG arc welding for ultralightweight construction**, bmb+f-gefordertes Verbundprojekt, final report, Fraunhofer IRB Verlag, 2005, ISBN 3-8167-6766-4
- [17] Schmid, J.: **Construcții din oțel sudate, zincate la cald prin imersionare – Observații privind materialul și calitatea**, Practicianul sudor, 1998, nr. 1 pp. 28-32.

- [18] Schmid, J.: **Sudarea elementelor constructive zincate din structurile sudate de oțel – Asigurarea calității și protecția anticorozivă**, Practicianul sudor, 1998, nr. 2 pp. 23-29, ISSN 1453 – 0348.
- [19] Schmid, J.: **Protecția anticorozivă cu zinc. Elementul chimic zinc – importanța lui ca material anticoroziv**, Sudura 1998, nr. 1, Practicianul sudor, pp. 20-23.
- [20] D.S. Mei, D.Q. Li, Z.D. Zhang, L. Lan **On-line monitoring method for electrode invalidation during spot welding of zinc-coated steel** Materials Science and Engineering: A, Volume 499, Issues 1-2, 15 January 2009, Pages 279-281
- [21] *** **Material and applications**, parts 2, volume 4, pp 135-155
- [22] A. Lilleby, O. Grong, H. Hemmer, T. Ertien **Experimental and finite element studies of the divergent extrusion process under conditions applicable to cold pressure welding of commercial purity aluminium** Materials Science and Engineering: A, Volume 518, Issues 1-2, 25 August 2009, Pages 76-83.
- [23] Katayama, S.; Mizutani, M., **Laser welding of aluminum and steel**. Proceeding of ICALEO'03 (Jacksonville, USA), 2003, CD-ROM.
- [24] Rathod, M.J.; Kutsuna, M. **Joining of aluminum alloy 5052 and low-carbon steel by laser roll welding**. Welding Journal: Research supplement, 2004, pp 16-26.
- [25] Mathieu, A, **Etude de l'assemblage heterogene acier/aluminium obtenu par faisceau laser**, teză de doctorat, docteur de l'universite de Bourgogne 29 novembre 2005
- [26] Safta, V.: **Defectoscoapie nedistructiv** – Editura Sudura, Timișoara 2001
- [27] Kodama, S. **Development of stainless steel welding wire for galvanized steel sheets**, IIW XII – 1939 – 08 Nipon steel corporation
- [28] Zhang, H.T.; Feng, J.C.; He, P.; Hackl, H. **Interfacial microstructure and mechanical properties of aluminium-zinc-coated steel joints made by a modified metal inert gas welding-brazing process**, Materials characterization 58 -2007, pp 588-592.
- [29] Dorin Dehelean, **Îmbinări sudate eterogene**, OID ICM București, Timișoara 1991, pp 35-39
- [30] Mráz, L. Lesay, J. **Problems with reliability and safety of hot dip galvanized steel structures**, Buletinul Institutului Național de Cercetare – Dezvoltare în Sudură și Încercări de Materiale Timișoara 3/2008, pp. 25-34
- [30] Yang, S.L.; Huang, W. Lin, D.C. **Hybrid laser-gtwa welding of galvanized high-strength steels in a gap-free lap joint configuration**, Symposium on extraction and processing division held at the TMS 2009 Annual Meeting and Exhibition, date: 2009, pp. 575-582.
- [31] Yu, Z. S. Li, R. F. Qi, K.: **Growth behaviour of interfacial compounds in galvanized steel joints with $CuSi_3$ filler under arc brazing**, Transaction of Nonferrous metals Society of China, Elsevier LTD, 2006.
- [32] Yu, Z. S. Li, R. F.. Zhou, F. M Wu, M.F. Qi, K. Qian, Y. Y.: **Joint evolution and strengthening mechanism in arc brazed galvanized steel with $CuSi_3$ filler**, Material Science and Tehnology, 2004, vol. 20, no. 11, pp. 1479 – 1483.

- [33] Yang, X.R. **Welding of thin sheet metals by MIG/MAG process with CMT**, Welding Technology in Energy Engineering, IFWT, Proceedings, 2005, pp. 2008-2012.
- [34] Goecke, S. F and Dorn, L: **Research on the influence of process control and shielding gas composition on spatter formation and groove geometry in MAG short arc welding of thin steel sheets less than 0.5 mm thick**, Final Report DFG (Deutsche Forschungsgemeinschaft; German Research Association) Do 202/26-3, (2000)
- [35] Krämer, F. (Köln); Lörenz, H. (Mündersbach); Budig, Bernd (Mündersbach): **Welding and brazing vehicle body made easy**. EWM Hightech GmbH, 2003.
- [36] Murakami, T.; Nakata K.; Tong H., Ushio M. **Assemblage mixte Acier-alliage d'Aluminium soudo-brasé en MIG sur assemblage à clin**. *Revue Trans. JWRI*, 2003, vol. 32, n°1.
- [37] Iordăchescu, D. Iordăchescu, M. Quintino, L. Miranda, R.M. **Proprietățile îmbinărilor din table subțiri brazate MIG**, BID – ISIM 3/2007, pp 14-20.
- [38] F. Molleda, J. Mora, F.J. Molleda, E. Mora, E. Carrillo, B.G. Mellor **A study of the solid-liquid interface in cobalt base alloy (Stellite) coatings deposited by fusion welding (TIG)** *Materials Characterization, Volume 57, Issues 4-5, December 2006, Pages 227-231*
- [39] Xie, I.; Deeny, P.: **Galvanized steel joining with lasers**, *Welding Journal*, 2001, pp. 59-62, ISSN 0043-2296
- [40] Zhang, H.T. Feng, J.C. He, P. Zhang, B.B.. Chen, J.M Wang, L. **The arc characteristic and metal transfer behaviour of cold metal transfer and its use i joining aluminium to zinc-coated steel**, *Materials Science and Engineering A499*, 2009 pp 111-113.
- [41] Staubach, M.: **Joinig of steel-aluminium mixed joints with energy reduced GMA processes and filler materials on an aluminium and zinc basis**, *Welding and Cutting*, 2008, vol 7, nr1, pp 30-34.
- [42] Tsujino, J.; Hidai, K.; Hasegawa, A.; Kanai, R.; Matsuura, H.; Matsushima, K.; Ueoka, T. **Ultrasonic butt welding of aluminum, aluminum alloy and stainless steel plate specimens**. *Ultrasonics*, 2002, vol.40, pp 371-374.
- [43] Staubach, M.: **Joinig of steel-aluminium dissimilar joints with low energy GMA processes and filler materials based on an aluminium and zinc**, *Schweissen und schneiden*, 2007, vol 59, nr. 6, pp. 302-313.
- [44] Wilden, J. s.a: **Cladding (surfacing) of aluminium substrates with nanocrystalline solidifying wear resistant iron based materials**, *International Thermal Spray Conference, Surface & Coatings Technology 202 - 2008*, pp. 4509-4514.
- [45] *****Interpretation zinc assisted cracking on big scale steel structures and preventive methods**, 2001, in ILZRO Project ZC-21-2.
- [46] Weigl, M, Schmidt M, **Modulated laser spot welding of dissimilar copper-aluminum connections**, *Laser-based Micro packaging, Proceedings of SPIE*, 2006, Vol. 6107, pp 658-664.
- [47] Guenin, G. – **Mémoire de forme et alliages cuivreux**, *Trait. therm.*, 234, 1990, pp 21-26
- [48] Frémond, M. and Miyazaki, S. – **Shape Memory Alloys. CISM Courses and Lectures**, Ed. Springer, Wien-New York, 1996, ISBN 3-211- 82804-4
- [49] L. G. Bujoreanu, **Materiale inteligente**, Editura Junimea, Iași 2002

- [50]*** MSIT world library: Evaluation of the ternary Al-Cu-Ag system, www.matport.com, 2009
- [51] *** **Laser beam welding of electric vehicle batteries (EVB)** Cosford lane, Swift Valley Industrial Estate, Rugby, Warwickshire CV21 1QN, UK
- [52] Mateiu, H., Oancă, O. Pașca, N. **Simularea cu element finit a proceselor de îmbinare cu ultrasunete cu amplitudine ultrasonică variabilă în proces a aliajelor de cupru**, The 4th International Conference – Innovative technologies for joining advanced materials 2008, pp 1-5.
- [53] Barbara N. Padgett, Christian Paglia, R.G. Buchheit: **Characterization of Corrosion Behavior in Friction Stir Weld Al-Li-Cu AF/C458 Alloy**, The Ohio State University; 477 Watts Hall 2041 College Rd.; Columbus, OH 43214, USA
- [54] **Muncuț, E.** Dehelean, D. Drăguț, L. Drăgoi, S. **Sudarea MIG-MAG/CMT a tablelor subțiri zincate**, CONFERINȚA INTERNAȚIONALĂ ASR „SUDURA 2009” Tehnologii de sudare și recondiționare prin sudare, secțiune Îmbinarea materialelor avansate, Drobeta Turnu Severin 01.10.2009.
- [55] **Muncuț, E.** **Influența temperaturii asupra coeficientului de termoeemisivitate la sudobrazarea aluminiului cu cuprul**, Sudura 2011, nr. 3, pp 27-30, ISSN 1453 – 0348.
- [56] Murray, J.L. and Nash, P. **Phase Diagrams of Binary Nickel Alloys**, 1991, Al-Ni (Aluminum-Nickel), Published in Phase Diagrams of Binary Nickel Alloys, 1991.
- [57] Mishin, Y. **Atomistic modeling of the γ and γ' -phases of the Ni–Al system**, Acta Materialia 52 2004 pp1451–1467
- [58] Kroger, S. and Killing, R.: **Software for creating and managing parameters for MIG/MAG welding**, German Welding Association Yearbook 2004, DVS-Verlag, Dusseldorf 2003, pp 150-161
- [59] Contracte de cercetare ISIM Timisoara, 01.03.2009, PN 09-160103 Sudobrazarea cu arcul electric, în mediu de gaze protectoare, director proiect: ing. Draguț, L., Participare colectiv ing Muncuț, E.
- [60] Jung-Han LEE, Jong-Do KIM, Jin-Seok OH, Seo-Jeong PARK **Effect of Al coating conditions on laser weldability of Al coated steel sheet** Transactions of Nonferrous Metals Society of China, Volume 19, Issue 4, August 2009, Pages 946-951
- [61] Codrean, C., Șerban, V.A. Stoian, C. **New technology for brazing stainless steels with copper based amorphous alloys**, The 4th International Conference – Innovative technologies for joining advanced materials, 2010
- [62] Cicală, E.F. **Metode de prelucrare statistică a datelor experimentale**, Ed. Politehnica, Timișoara, 1999
- [63] Cicală, E.F. **Metoda experimentelor factoriale: proiectarea experimentelor, modelare, optimizare**, Ed. Politehnica, Timișoara, 2005, ISBN 973-625-263-9
- [64] Magda, A. V. **Contribuții privind sudarea oțelurilor acoperite**, Universitatea „Politehnica” din Timișoara în domeniul Inginerie Industrială, 2009, teză de doctorat, seria 8/22, ISBN 978-606-554-019-4
- [65] Wu, C.F.J. Hamada, M. **Experiments: Planning, analysis and parameter design optimization**, John Wiley and Sons, Inc. New York, 2002, pp 22-28
- [66] Verstappen, H. Susteren, S.J Ooji, W.J.: **Durability of powder – coated hot – dip galvanized steel**, Journal of Coatings Tehnologi, 2002, vol 74, nr. 7, pp 43-54.

- [67] **Elaborarea de aliaje noi fără conținut de metale toxice, pentru industria electronică și electrotehnică**, Contract nr. 77P din 2007, Institutul național de cercetare – dezvoltare în sudură și încercări de materiale Timișoara.
- [68] Painter, M. J. Davies, M. H. Battersby, S. Jarvis, L. and Wahab, M. A.. **A literature review on numerical modelling the gas metal arc welding process. *Australian Welding Research***, CRC. No. 15, Welding Technology Institute of Australia, 1996.
- [69] Micloș, V. Scorobețiu, L. Jora, M. și Miloș, L. **Bazele proceselor de sudare**, Ed. Didactică și Pedagogică București 1982, cap. 3.
- [70] Sima, G. Hutiu, G. **Muncut, E. The relevance of the thermic cycle by using PCs** 12th *Symposium on Analytical and Environmental Problems*, 2005, SZAB, Szeged
- [71] Meszar, G. Tusz, F. **Muncut, E. Sima, G. A Synthesis of the methods of Straithening the thin plates in the railwaz wagons buliding. The Principle of the aparition of the bendings**, *Scientific and Technical Bulletin, Series: Mechanical Engineering, Vol I. No. 1, 2005*, "Aurel Vlaicu" Univ. of Arad, ISSN 1584-918X, pp 50-54;
- [72] Meszar, G. Tusz, F. **Muncut, E. Sima, G. A Synthesis of the methods of Straithening the thin iron plates in the railroad wagons building. Tehnological methods** *Scientific and Technical Bulletin, Series: Mechanical Engineering, Vol I. No. 1, 2005*, "Aurel Vlaicu" Univ. of Arad, ISSN 1584-918X, pp 55-61
- [73] Safta, V. I. Safta, V. I. **Încercările tehnologice și de rezistență ale îmbinărilor sudate sau lipite**, Editura Sudura Timișoara 2006, pp 95-97.
- [74] Wilden, J. Bergmann, J.P.: **Low temperature brazing of zinc coated steel and steel/aluminium joints by setting ZnAl – alloys as brazing material**, Brazing and Soldering, Proceedings, 2006, aprilie, pp. 32 – 39.
- [75] Song, J.L. Lin, S.B. Yang, C.L. Fan C.L. **Effects of Si additions on intermetallic compound layer of aluminum–steel TIG welding–brazing joint**, *Journal of Alloys and Compounds* 488, No. 92, mai 2009, pp 217–222
- [76] Kodoma, S. Ishida, Y. Asai, K. Mizumoto, M. Namekata, T. Nagasaki, H. **Development of stainless steel welding wire for galvanized steel sheets**, *Welding in the World*, 2010, vol. 54, nr. ½, pp 328-336.
- [77] Zhang, H.T. Feng, J.C.He, P., Zhang, B.B., Chen, J.M., Wang, L., **The arc characteristics and metal transfer behaviour of cold metal transfer and its use in joining aluminium to zinc-coated steel**, *Materials Science and Engineering A* 499 - 2009, pp 111–113.
- [78] Friehe, W. Hankel, A.: **Stand der Kentinisse uber die Entstehung interkrystalliner Risse an Verzinkungskesselen**, *Stahl und Eisen* 94, 2004, nr. 7
- [79] Mihordea, T.: **Studiul privind comportarea la sudarea WIG a aliajelor de aluminiu de tipul Al-Si, turnate în piese cu pereți subțiri**, *Sudura* 2010, nr. 1, Practicianul sudor, pp. 36-43, ISSN 1453 – 0348.
- [80] Trommer, G. Gernsheim – Germania, **Sudarea materialelor pe bază de aluminiu în construcția vehiculelor feroviare**, *Sudura*, Revistă a ASR, 2-2002, , pp 18 – 21, ISSN 1453 – 0348
- [81] Rogez, J., Le Coze, J. **Mesure des températures** Paris : ed. Techniques de l'Ingénieur, Janvier 2002, fiche R2515.
- [82]Kutin, M., Ristic, S. Puharic, M. Vasovic, I. and Prokolab, M. **Testing of butt welded thin steel sheet by classical method and thermograph**, The 4th International Conference – Innovative technologies for joining advanced materials.

- [83] Alimpijevic, A. Collins, A. Norrish, J. DiPietro, P. Dunn, L. 2002, "**Field Weld Quality Monitoring Over the Internet**", *50th WTIA Annual Conference and 12th International TWI Computer Technology in Welding and Manufacturing Conference 26-30 August 2002*, The Welding Technology Institute of Australia, Sydney, pp.1-7.
- [84] Eager, T. W., and Tsai, N. S. 1983. **Temperature fields produced by traveling distributed heat sources**. *Welding Journal* 62(12): pp 346 - 355
- [85] Goldstein, R.J. et al. **Heat transfer - a review of 2005 literature**/ *International Journal of Heat and Mass Transfer* 53, 2010 pp 4397-4447
- [86] Gene Mathers, **The welding of aluminium and its alloys**, Published by Woodhead Publishing Limited, Abington Hall, Abington, 2002, ISBN 1 85573 567 9, cap 3.
- [87] Veljic, D. Perovic, M. Medjo, B. Rakin, M. Sedmak, A. and Dașcău, H. **Thermo-mechanical modeling of friction stir welding**, The 4th International Conference – Innovative technologies for joining advanced materials, 2010, pp 1-6
- [88] Glišă, Gh., Negoșescu, S. **Echipamente pentru sudare**, partea I, Editura Lux libris, Brașov 2008, ISBN-13 978-973-131-035-0, pp 69-83
- [89] J.N. Reddy, D.K. Gartling **The Finite Element Method in Heat Transfer and Fluid Dynamics**. Florida : 2^e ed. CRC Press, 2001.
- [90] Budișan, N. - **Teoria sistemelor**, vol.1 și 2, UPT Timișoara, 2006
- [91] Teodorescu, A. - **Teoria sistemelor automate**, Editura Politehnica, Timișoara, 2009
- [92] Dolga, V. - **Lecții de curs, Departamentul de Mecatronică**, Timișoara, 2010
- [93] Goldak, J. Chakravarti, A. and Bibby, M. 1985, **A double ellipsoid finite element model for welding heat sources**, *IIW Doc. No. 212-603-85*, pp365-372
- [94] Myers, R.H. Montgomery, D.C. **Response Surface Methodology**, John Wiley and Sons, Inc. New York, 2002.
- [95] Pascu, A. **Îmbunătățirea proprietăților mecanice prin depuneri laser ale pieselor utilizate în industria auto**, Universitate Transilvania din Brașov, 2011 teză de doctorat, pp 87-107.
- [96] Storch, W., Blansdorf, K., Boywitt, **Sudarea prin frecare cu element activ rotitor, asigură conductibilitatea electrică a conductoarelor de cupru**, *Sudura* 2010, nr. 3, Practicianul sudor, pp. 37-40. ISSN 1453 – 0348
- [97] ***Colecția de standarde comentate în domeniul sudării și tehnicilor conexe, Vol I-VII, Editura SUDURA, Timișoara 2001-2005
- [98] Joni, N. Trif, N. **Sudarea robotizată cu arc electric**, Editura Lux Libris, 2005, ISBN 973 – 9458 – 34 – 3
- [99] Joni, N. **Soluții moderne privind implementarea roboților industriali la sudarea MIG/MAG și procese de tăiere**, Universitatea Brașov, teza de doctorat 2003.
- [100] Tusz, F. **Tratat de sudură**, Editura Sudura 2003, ISBN 973-8359-19-8
- [101] Trommer, G. Gernsheim, **Sudura cu două sârme**, *Sudura* 2-2004, pp 39 – 42, ISSN 1453 – 0348
- [102] Killing, R: **Handbook of Welding Techniques, Part 1 – Arc welding, specialist book series on welding technology**, volume 76/I, DVS-Verlag Dusseldorf 1999
- [103] Bolton, W. **Instrumentation and Control Systems**, Elsevier's Science, Amsterdam, 2001
- [104] *** Standard pentru materiale de adaos SR EN 440-2006

Anexe

Anexa 1

Postul de sudo-brazare, amenajat la ISIM Timișoara pentru lucrări manuale, mecanizate și parțial automatizate.



Figura a1.1 Postul de sudobrazare



Figura a1.2 Dispozitiv tampon pentru variațiile vitezei de avans al sârmei



Figura a1.3 Monitorizarea parametrilor

Anexa 2

Schema bloc a sursei

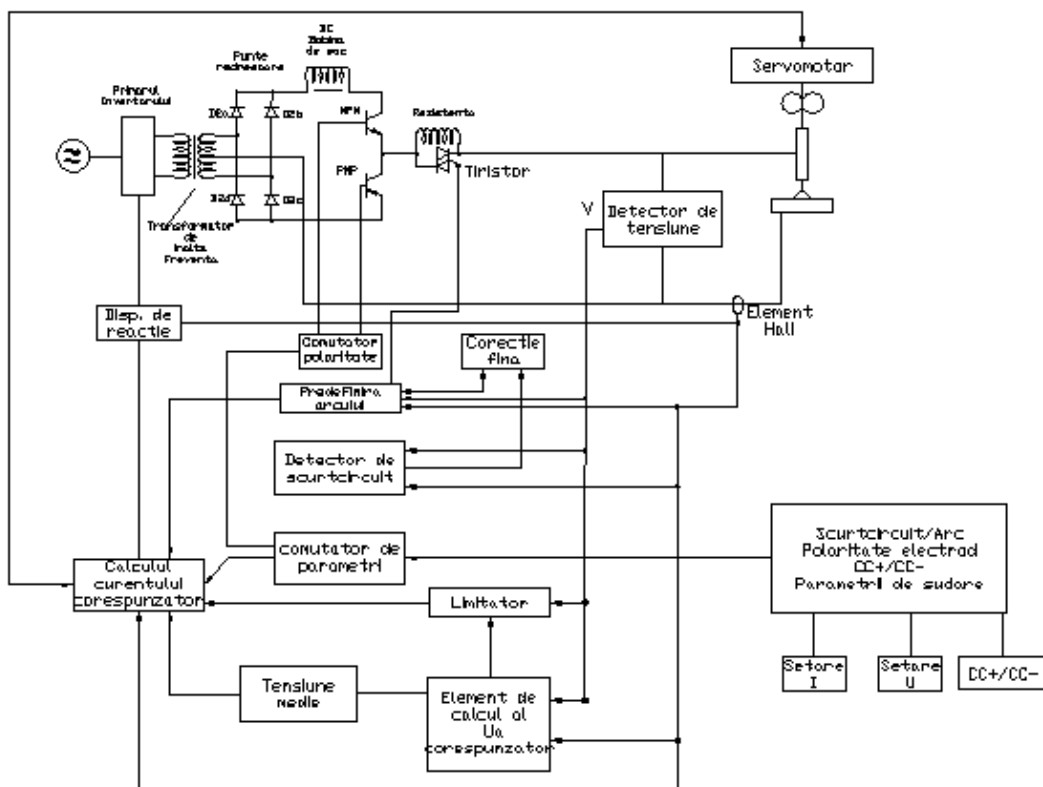
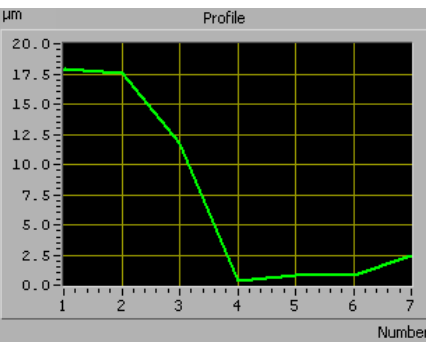
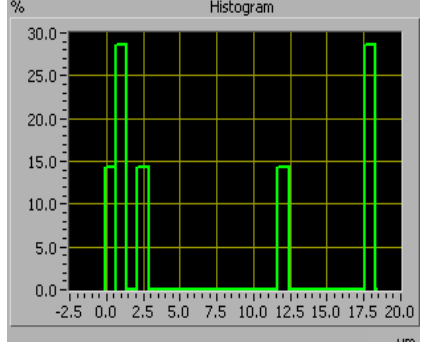
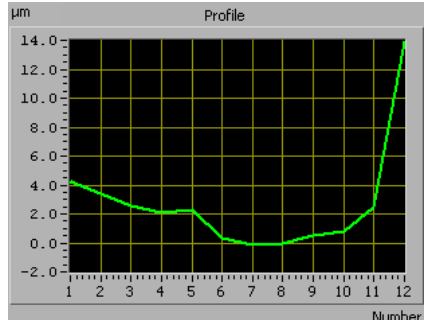
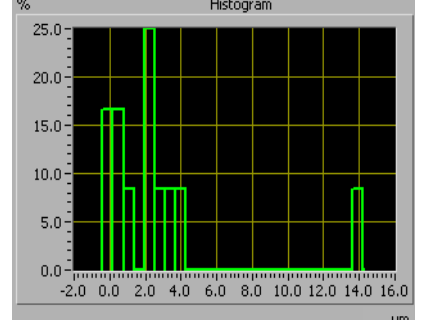

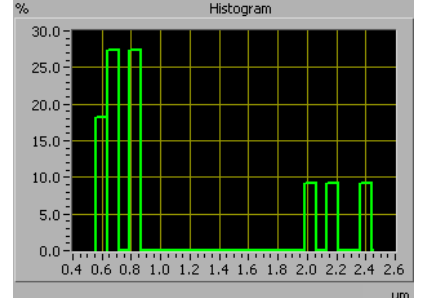
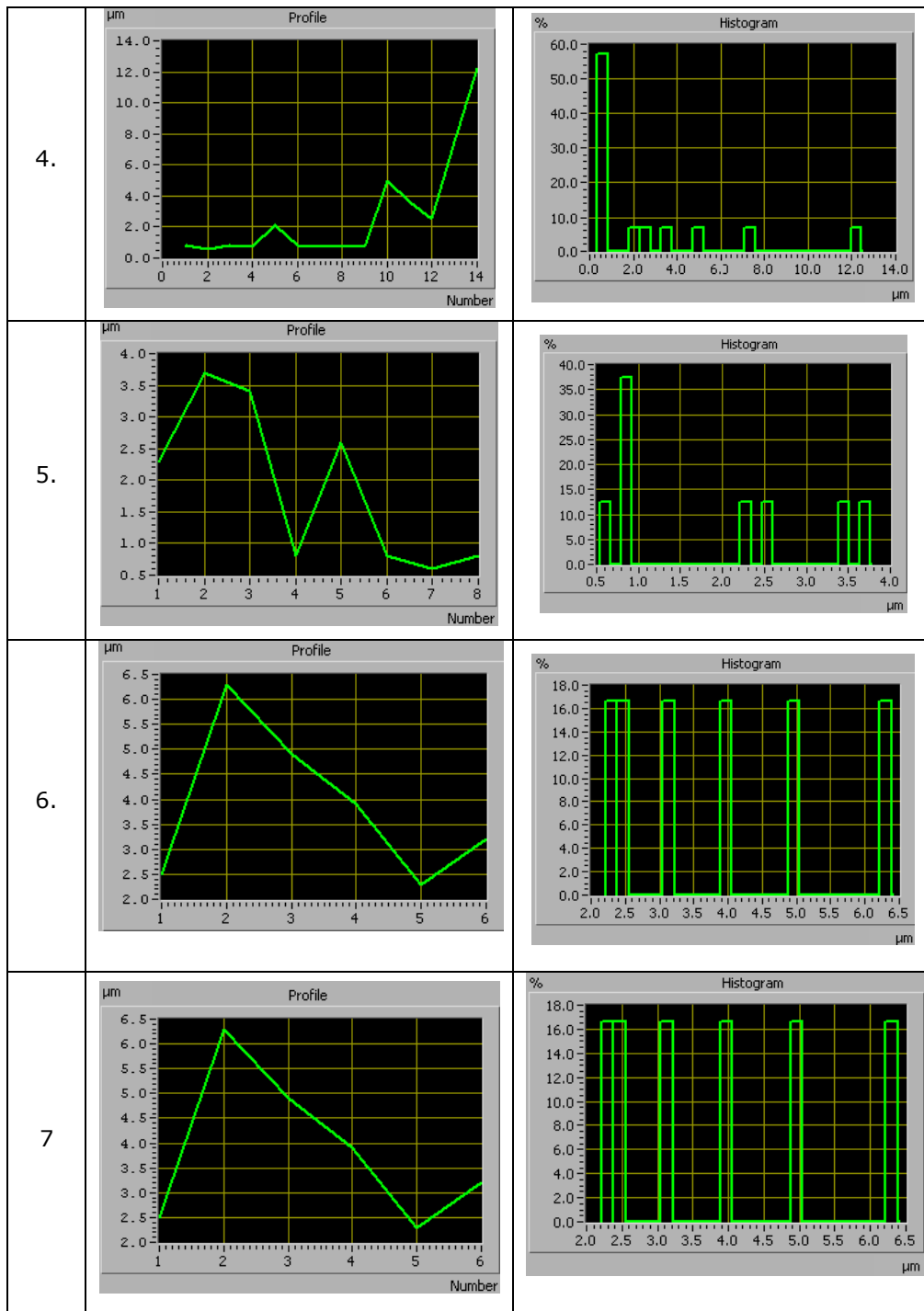


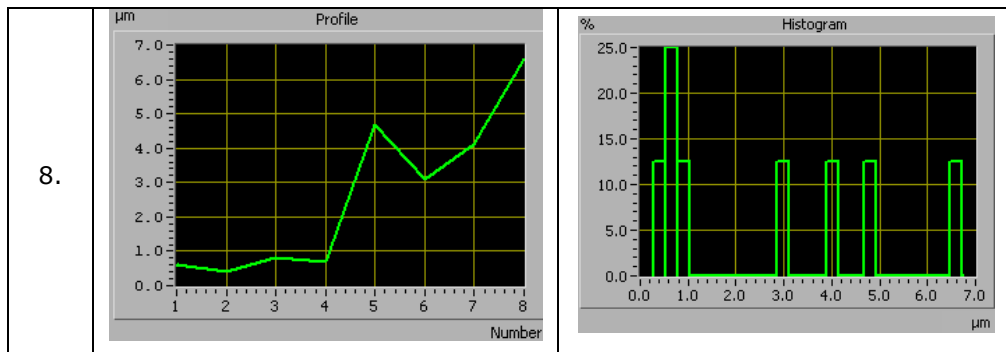
Figura a2.1 Schema bloc a sursei

Anexa 3

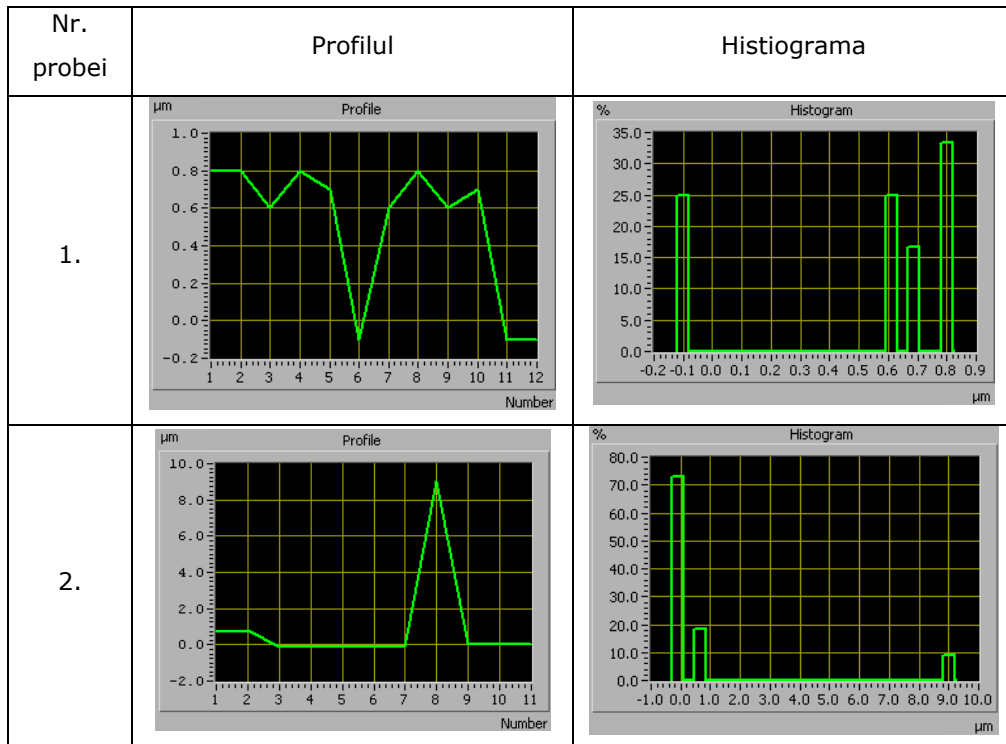
Tabel a 3.1 Reprezentarea profilului și histograma stratului de zinc în urma sudobrazării pentru grosimea tablei $s = 0,8$

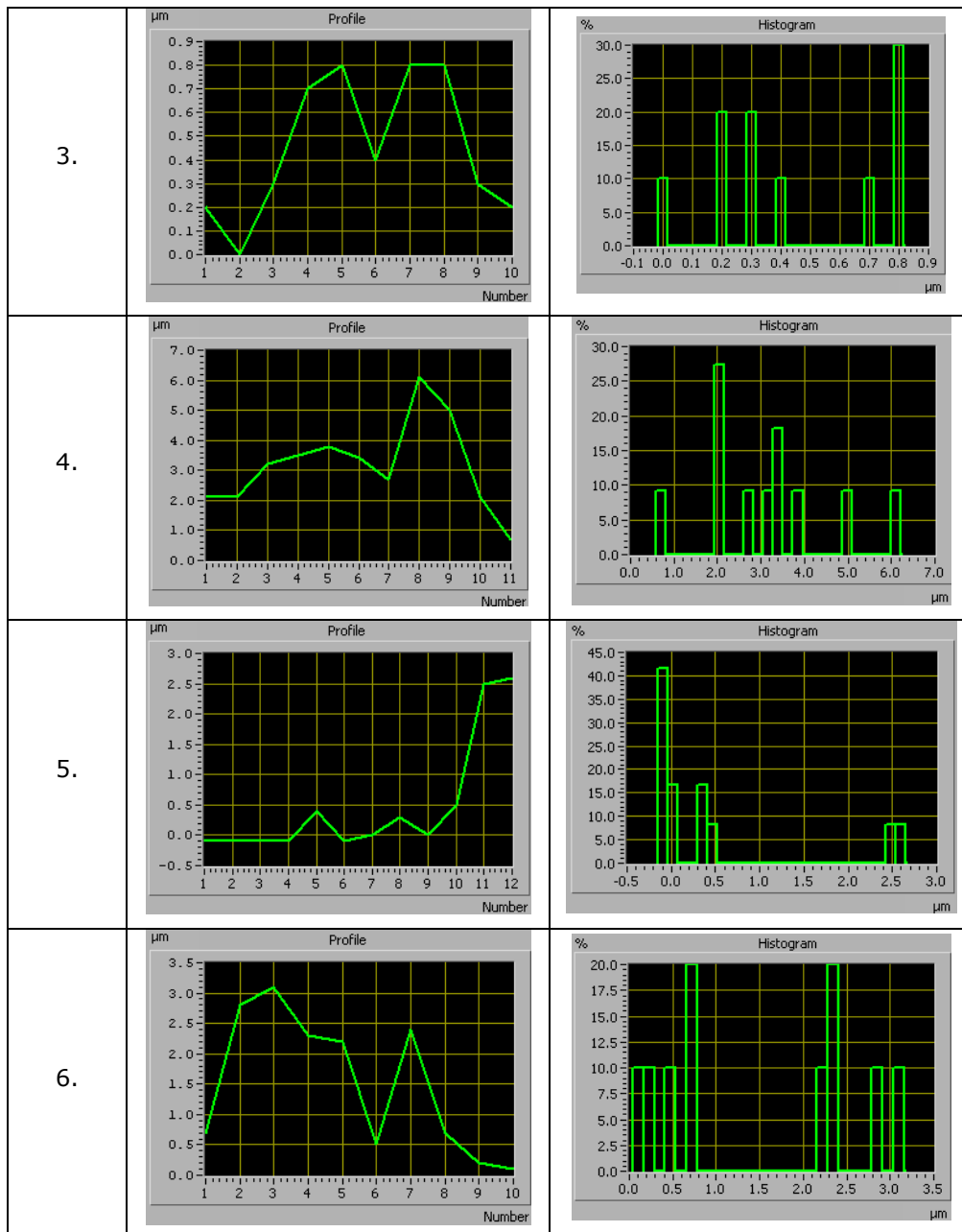
Nr. probei	Profilul	Histograma
1.		
2.		
3.		

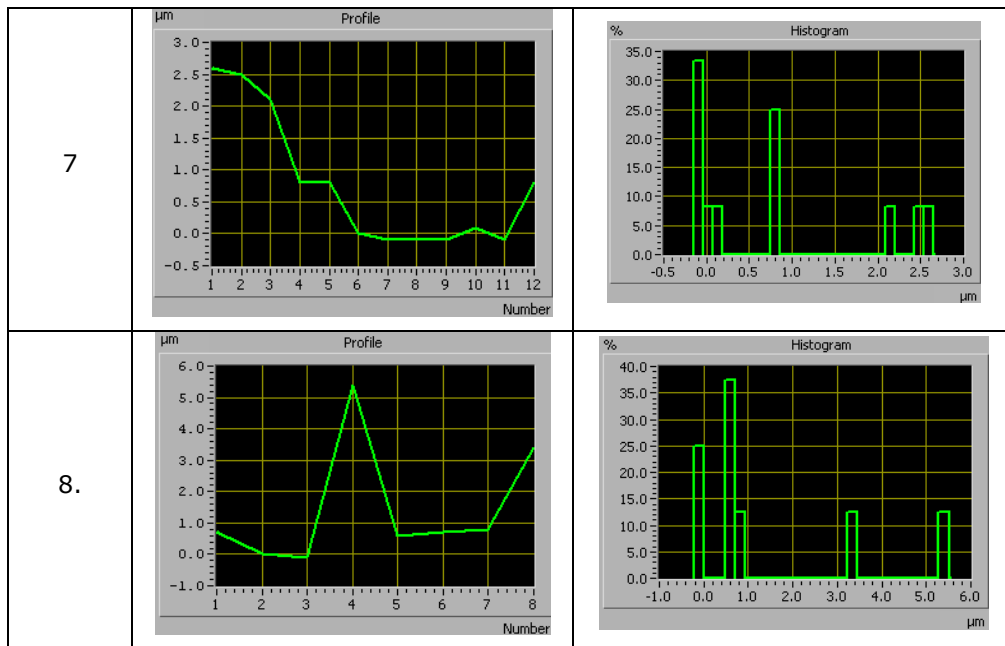




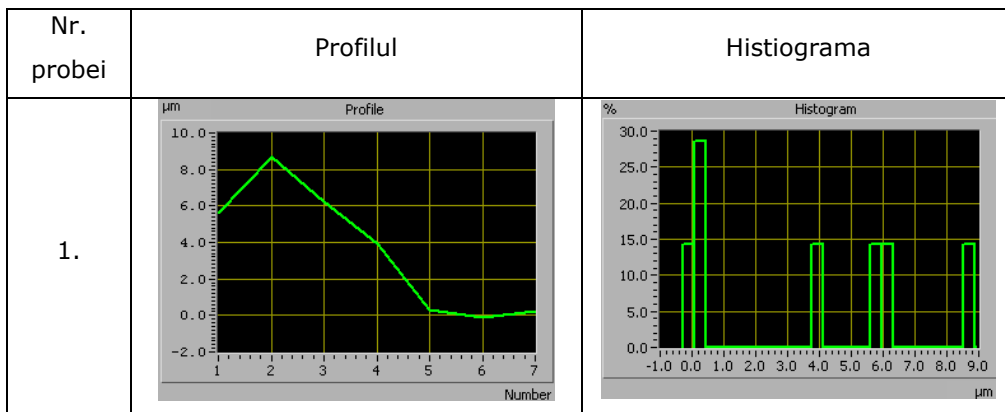
Tabel a 3.2 Reprezentarea profilului și histograma stratului de zinc în urma sudobrazării pentru grosimea tablei $s = 1,0$



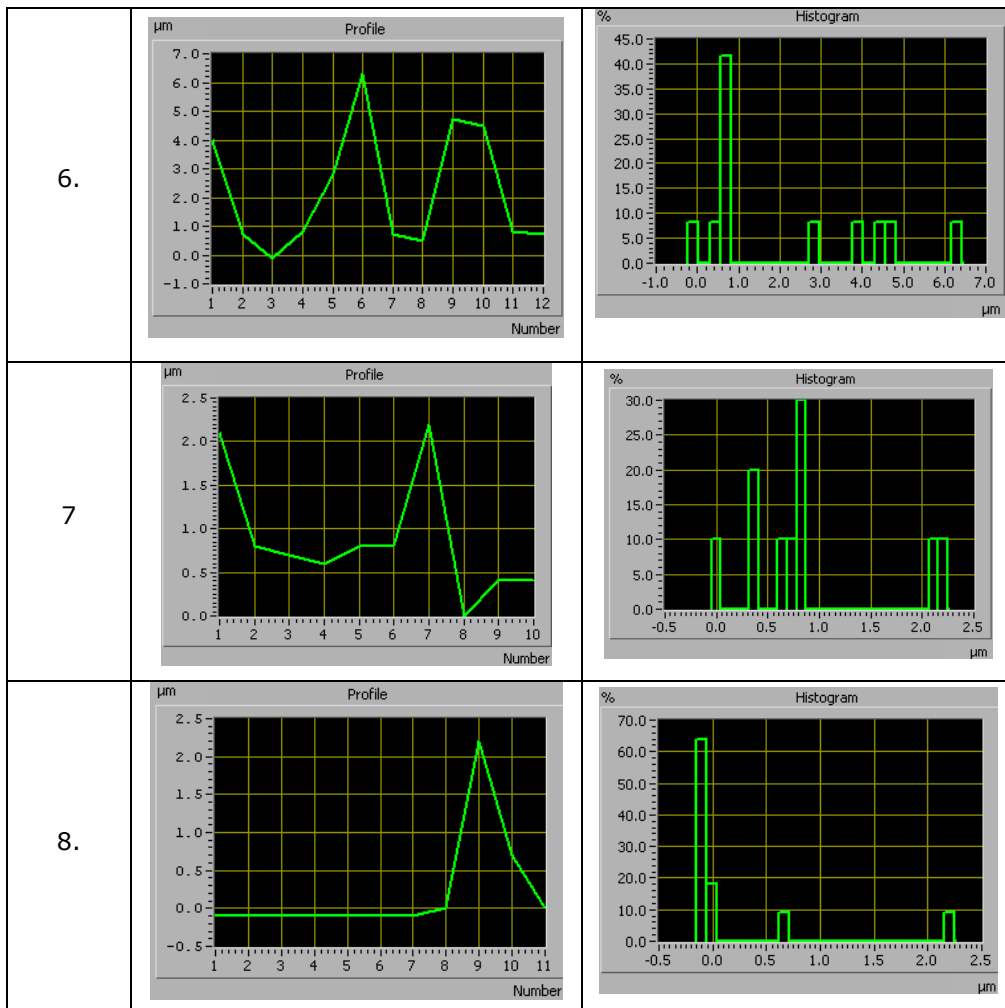




Tabel a 3.3 Reprezentarea profilului și histograma stratului de zinc în urma sudobrazării pentru grosimea tablei $s = 1,5mm$



<p>2.</p>		
<p>3.</p>		
<p>4.</p>		
<p>5.</p>		



Anexa 4
Mod de calcul al funcției obiectiv - Capitolul 4

Energia liniară s-a determinat cu formula de calcul din relația (a.1.).

$$E_l = \eta \cdot \frac{I_s \cdot U_a}{v_s} \quad (\text{a.1})$$

Observație: $\eta=0,85$ este randamentul arcului

o **Calculul coeficienților polinomului de regresie**

$$y = b_0 + \sum_{j=1}^3 b_j \cdot x_j + \sum_{\substack{u,j=1 \\ u \neq j}}^3 b_{uj} \cdot x_u \cdot x_j \quad (\text{a.2})$$

Valorile coeficienților polinomului de regresie au fost determinate cu ajutorul relațiilor:

- pentru coeficienții b_j ai efectelor principale

$$b_j = \frac{\sum_{i=1}^N x_{ij} \cdot y_i}{\sum_{i=1}^N x_{ij}^2} = \frac{\sum_{i=1}^N x_{ij} \cdot y_i}{N}, j = 1, \dots, k \quad (\text{a.3})$$

- pentru coeficienții b_{uj} ai interacțiunilor

$$b_{uj} = \frac{\sum_{i=1}^N x_{ij} \cdot x_{iu} \cdot y_i}{\sum_{i=1}^N (x_{ij} \cdot x_{iu})^2} = \frac{\sum_{i=1}^N x_{ij} \cdot x_{iu} \cdot y_i}{N}, u, j = 1, \dots, k \quad (\text{a.4})$$

În calcul alternanța între «+1» și «-1» corespunzătoare interacțiunilor dintre factorii de influență se realizează pe baza produsului (pentru fiecare linie) dintre nivelele de pe coloanele factorilor, care compun interacțiunea respectivă.

- pentru termenul liber b_0

$$b_0 = \frac{\sum_{i=1}^N y_i}{N}, j = 1, \dots, k \quad (\text{a.5})$$

Aceste valori sunt date în tabelul a.4. 2. În tabelul a 4.3 apar valorile efectelor produse de factorii de influență asupra funcției obiectiv. Din compararea valorilor din tabel a 4.2 și tabel a 4.3 rezultă, după [63, cap 4] că un efect (mai

puțin efectul mediu global, E_T , care este egal cu termenul liber, b_0) este egal cu dublul coeficientului de regresie corespunzător.

○ **Dispersia reproductibilității**

Calculată cu relația de mai jos și are valoarea:

$$s_0^2 = \frac{\sum_{v=1}^c (y_{0v} - \bar{y})^2}{c-1} \quad (\text{a.6})$$

corespunde măsurătorilor replicate în centrul domeniului experimental.

○ **Dispersiile coeficienților**

Calculate cu relația

$$s_{bj}^2 = \frac{s_0^2}{\sum_{i=1}^N x_{ij}^2} = \frac{s_0^2}{N} \quad (\text{a.7})$$

Tabel a 4.1 Valorile coeficienților de regresie pentru tablă zincată de grosime de 0,8 mm

Coef.	Valoare	Coef.	Valoare
b_0	0.6625	b_{12}	-0.2125
b_1	-0.1375	b_{13}	-0.2875
b_2	-0.0875	b_{23}	0.2875
b_3	0.2625		

Tabel a 4.2 Valorile efectelor produse de factorii de influență și interacțiunile pentru tablă zincată de grosime de 0,8 mm

Efect	Valoare	Efect	Valoare
E_T	0,6625	E_{12}	-0,425
E_1	-0,275	E_{13}	-0,575
E_2	0,175	E_{23}	0,575
E_3	0,525		

Amplitudinea efectelor produse de factorii de influență asupra funcției obiectiv poate fi ușor apreciată pe baza reprezentării grafice consacrate în literatura de specialitate:

- histograma efectelor

Efectele ne arată influența fiecărui factor și totodată influența cumulată a câte doi factori.

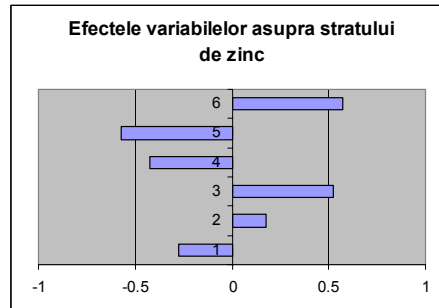


Figura a 4.1 Amplitudinea efectelor produse de factorii de influență asupra funcției obiectiv
Efectul provocat asupra funcției obiectiv $y[\mu m]$

Unde: 1 - x_1 efectul curentului de sudare, 2 - x_2 efectul vitezei de sudare, 3 - x_3 efectul lungimii de corecție, 4 - $x_1 \cdot x_2$, 5 - $x_1 \cdot x_3$, 6 - $x_2 \cdot x_3$

o Dispersia reproductibilității

Calculată cu relația de mai jos și are valoarea:

$$s_0^2 = \frac{\sum_{v=1}^c (y_{0v} - \bar{y})^2}{c-1} = \frac{\sum_{v=1}^c (y_{0v} - 2,28)^2}{3-1} = 0,011 \quad (\text{a.8})$$

corespunde măsurătorilor replicate în centrul domeniului experimental. Rezultă că sunt:

$$s_{bj}^2 = \frac{s_0^2}{\sum_{i=1}^N x_{ij}^2} = \frac{0,011}{8} = 0,001404 \quad (\text{a.9})$$

o Analiza modelului matematic

Analiza modelului matematic obținut se face în concordanță cu etapele prezentate în [45,paragraful 5.5.2.].

Semnificația coeficienților de regresie se stabilește cu ajutorul relației:

$$|b_j| \geq t_{\alpha, Q(c-1)} \cdot s_{bj} \quad (\text{a.10})$$

- $t_{\alpha, Q(c-1)} = t_{0,05,2} = 4,303$ valoarea criteriului Student [63, Anexa 2]
- Q număr de puncte replicate (în cazul nostru doar 1 line pentru fiecare variabilă)
- $\alpha = 0,05$ impus de experimentator
- $\nu = Q \cdot (c-1) = 1 \cdot (3-1)$ numărul gradelor de libertate

Deci pentru toți cei 7 coeficienți din tabelul a 4.2, este făcută comparația:

$$|b_j| \geq t_{\alpha, Q(c-1)} \cdot s_{bj} = 4,303 \cdot \sqrt{0,001404} = 0,161 \quad (\text{a.11})$$

Șase coeficienți sunt mai mari decât valoarea rezultată $k' = 5$, deci b_1 și b_2 nu sunt semnificativ din punct de vedere statistic, forma modelului de ordinul I este următoarea:

$$\begin{aligned} \tilde{y} = & b_0 + b_1 \cdot x_1 + b_2 \cdot x_2 + b_3 \cdot x_3 + b_4 \cdot x_4 + b_5 \cdot x_5 + b_{12} \cdot x_1 \cdot x_2 + b_{13} \cdot x_1 \cdot x_3 + b_{14} \cdot x_1 \cdot x_4 + \\ & b_{15} \cdot x_1 \cdot x_5 + b_{23} \cdot x_2 \cdot x_3 + b_{24} \cdot x_2 \cdot x_4 + b_{25} \cdot x_2 \cdot x_5 + b_{34} \cdot x_3 \cdot x_4 + b_{35} \cdot x_3 \cdot x_5 + b_{45} \cdot x_4 \cdot x_5 \end{aligned} \quad (\text{a.12})$$

Modelul explicitat al funcției obiectiv estimate cu metode experimentale care rămâne prin eliminarea coeficienților, care sunt sub limită:

$$\tilde{y} = 0,6625 - 0,1375 \cdot x_1 + 0,0875 \cdot x_2 + 0,2625 \cdot x_3 - 0,2125 \cdot x_1 \cdot x_2 - 0,2875 x_1 \cdot x_3 + 0,287 \cdot x_2 \cdot x_3 \quad (\text{a.13})$$

Pentru calculul dispersiei de concordanță cu relația:

$$s_{conc}^2 = \frac{\sum_{i=1}^N (\tilde{y} - y_i)^2}{N - k'} \quad (\text{a.14})$$

au fost estimate în prealabil cu modelul experimental explicitat mai sus valorile funcției obiectiv \tilde{y} , $i = 1, \dots, N$ și ulterior au fost determinate valorile diferențelor $y_i - \tilde{y}_i$ (reziduuri), respectiv pătratele acestor diferențe; valorile astfel calculate apar în tabelul 4.5.

Deoarece numărul de coeficienți semnificativi ai ecuației de regresie este $k' = 5$, rezulta:

$$s_{conc}^2 = \frac{\sum_{i=1}^N (\tilde{y} - y_i)^2}{N - k'} = \frac{1,707}{8 - 5} = 0,569 \quad (\text{a.16})$$

Valoarea calculată a criteriului F este:

$$F_{calc} = \frac{s_{conc}^2}{s_0^2} = 18,99 \quad (\text{a.17})$$

Deoarece din [63, anexa 3], rezulta pentru $\alpha = 0,05$, $\nu_1 = N - k' = 3$ și $\nu_2 = a - 1 = 2$ valoarea $F_{tab} = F_{\alpha, \nu_1, \nu_2} = 19,16$ deci $F_{calc} < F_{tab}$ rezultă că modelul experimental descrie adecvat rezultatele măsurătorilor.

Concordanța dintre valorile estimate cu ajutorul modelului și cele măsurate rezultă și din figura a 4.2.

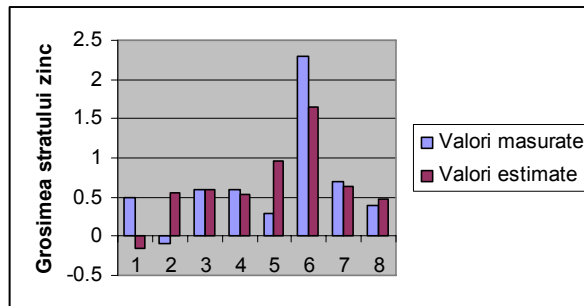


Figura a 4.2 Grafic comparativ între valorile măsurate și cele estimate

Datorită faptului că reziduurile urmează o repartiție normală, se poate formula concluzia că nu este necesară randomizarea încercărilor.

Tabel a 4.3 Valorile reziduurilor și ale pătratelor acestora

Punct experimental	$y_i - \tilde{y}_i$ [mm]	$(y_i - \tilde{y}_i)^2$ [mm] ²
1	0.65	0.4225
2	-0.65	0.4225
3	0.0125	0.000156
4	0.075	0.005625
5	-0.65	0.4225
6	0.65	0.4225
7	0.075	0.005625
8	-0.075	0.005625

Tablă zincată de grosime 1,0 mm

Tabel a 4.4 Valorile coeficienților de regresie

Coef.	Valoare	Coef.	Valoare
b_0	2,4625	b_{12}	-1.0375
b_1	-1.4875	b_{13}	-0.2625
b_2	1.5125	b_{23}	0.7375
b_3	0.7875		

Tabel a 4.5 Valorile efectelor produse de factorii de influență și interacțiunile

Efect	Valoare	Efect	Valoare
E_T	2.4625	E_{12}	-2.075
E_1	-2.975	E_{13}	-0.525

E_2	3.025	E_{23}	1.475
E_3	1.575		

Amplitudinea efectelor produse de factorii de influență asupra funcției obiectiv poate fi ușor apreciată pe baza reprezentării grafice consacrată în literatura de specialitate:

- histograma efectelor

Efectele ne arată influența fiecărui factor și totodată influența cumulată a câte doi factori, conform figurii a 4.3.

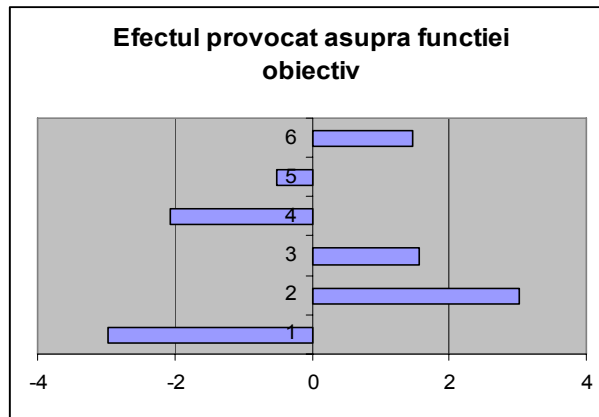


Figura a 4.3 Efectul provocat asupra funcției obiectiv $y[\mu m]$

Unde: 1 - x_1 efectul curentului de sudare, 2 - x_2 efectul vitezei de sudare, 3 - x_3 efectul lungimii de corecție, 4 - $x_1 \cdot x_2$, 5 - $x_1 \cdot x_3$, 6 - $x_2 \cdot x_3$

o Dispersia reproductibilității

Calculată cu relația de mai jos și are valoarea:

$$s_0^2 = \frac{\sum_{v=1}^c (y_{0v} - \bar{y})^2}{c-1} = \frac{\sum_{v=1}^c (y_{0v} - 0,9)^2}{3-1} = 0,01 \quad (\text{a.18})$$

corespunde măsurătorilor replicate în centrul domeniului experimental.

Rezultă că sunt:

$$s_{bj}^2 = \frac{s_0^2}{\sum_{i=1}^N x_{ij}^2} = \frac{0,01}{8} = 0,00125 \quad (\text{a.19})$$

Analiza modelului matematic

Analiza modelului matematic obținut se face în concordanță cu etapele prezentate în [63,paragraful 5.5.2.].

Semnificația coeficienților de regresie se stabilește cu ajutorul relației:

$$|b_j| \geq t_{\alpha, Q(c-1)} \cdot s_{bj} \quad (\text{a.20})$$

- $t_{\alpha, Q(c-1)} = t_{0,05,2} = 4,303$ valoarea criteriului Student [63, Anexa 2]
 - Q număr de puncte replicate (în cazul nostru doar 1 line pentru fiecare variabilă)

- $\alpha = 0,05$ impus de experimentator

- $\nu = Q \cdot (c - 1) = 1 \cdot (3 - 1)$ numărul gradelor de libertate

Deci pentru toți cei 7 coeficienți din tabel este făcută comparația:

$$|b_j| \geq t_{\alpha, Q(c-1)} \cdot s_{bj} = 4,303 \cdot \sqrt{0,00125} = 0,152 \quad (\text{a.21})$$

Șase coeficienți sunt mai mari decât valoare rezultată $k' = 5$, deci b_{13} și b_{12} nu sunt semnificative din punct de vedere statistic, forma modelului de ordinul I este următoarea:

$$\begin{aligned} \tilde{y} = & b_0 + b_1 \cdot x_1 + b_2 \cdot x_2 + b_3 \cdot x_3 + b_4 \cdot x_4 + b_5 \cdot x_5 + b_{12} \cdot x_1 \cdot x_2 + b_{13} \cdot x_1 \cdot x_3 + b_{14} \cdot x_1 \cdot x_4 + \\ & b_{15} \cdot x_1 \cdot x_5 + b_{23} \cdot x_2 \cdot x_3 + b_{24} \cdot x_2 \cdot x_4 + b_{25} \cdot x_2 \cdot x_5 + b_{34} \cdot x_3 \cdot x_4 + b_{35} \cdot x_3 \cdot x_5 + b_{45} \cdot x_4 \cdot x_5 \end{aligned} \quad (\text{a.22})$$

Modelul explicitat al funcției obiectiv estimate cu metode experimentale care rămâne prin eliminarea coeficienților care sunt sub limită, tabel a.4.6:

Tabel a 4.6 Valorile coeficienților de regresie care rămâne prin eliminarea coeficienților care sunt sub limită

Coeficient	b_0	b_1	b_2	b_3	b_{12}	b_{13}	b_{23}
Valoare	0,9	-0,225	0,175	0,475	0,05	-0,15	0,2

Pentru calculul dispersiei de concordanță cu relația:

$$s_{conc}^2 = \frac{\sum_{i=1}^N (\tilde{y} - y_i)^2}{N - k'} \quad (\text{a.23})$$

Au fost estimate în prealabil cu modelul experimental explicitat mai sus valorile funcției obiectiv \tilde{y} , $i = 1, \dots, N$ și ulterior au fost determinate valorile diferențelor $y_i - \tilde{y}_i$ (reziduuri), respectiv pătratele acestor diferențe; valorile astfel calculate apar în tabelul a.4.6.

Deoarece numărul de coeficienți semnificativi ai ecuației de regresie este $k' = 5$, rezulta:

$$s_{conc}^2 = \frac{\sum_{i=1}^N (\tilde{y} - y_i)^2}{N - k'} = \frac{3,334}{8 - 5} = 0,111458 \quad (\text{a.24})$$

Valoarea calculată a criteriului F este:

$$F_{calc} = \frac{s_{conc}^2}{s_0^2} = 17,95 \quad (\text{a.25})$$

Deoarece din [45, anexa 3], rezultă pentru $\alpha = 0,05$, $\nu_1 = N - k' = 3$ și $\nu_2 = a - 1 = 2$ valoarea $F_{tab} = F_{\alpha, \nu_1, \nu_2} = 19,16$ deci $F_{calc} < F_{tab}$ rezultă că modelul experimental descrie adecvat rezultatele măsurătorilor.

Concordanța dintre valorile estimate cu ajutorul modelului și cele măsurate rezultă.

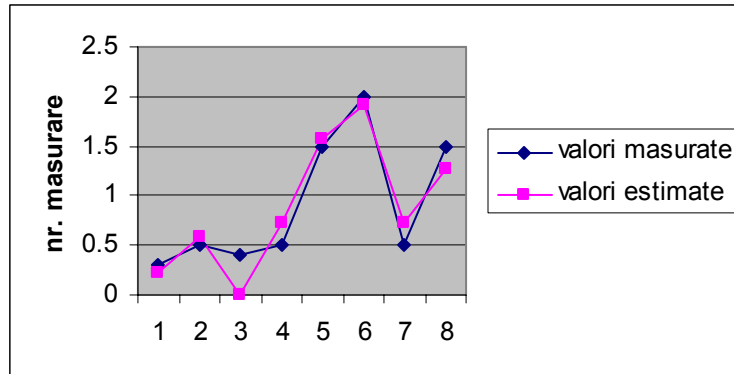


Figura a 4.4 Grafic comparativ între valorile măsurate și cele estimate

Datorită faptului că reziduurile urmează o repartiție normală figura a 4.5, se poate formula concluzia că nu este necesară randomizarea încercărilor.

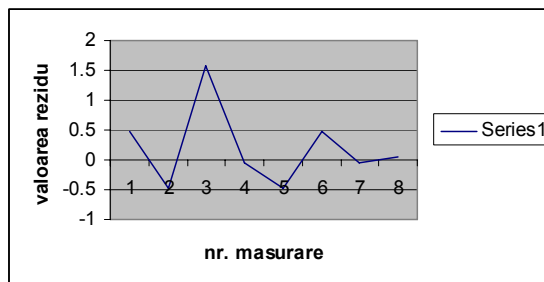


Figura a 4.5 Grafic cu valorile reziduurilor și ale pătratelor acestora

Tabel a 4.7 Valorile reziduurilor și ale pătratelor acestora

Punct experimental	$y_i - \tilde{y}_i$ [mm]	$(y_i - \tilde{y}_i)^2$ [mm] ²
1	0.075	0.005625
2	-0.075	0.005625
3	0.4	0.16
4	-0.225	0.050625
5	-0.075	0.005625
6	0.075	0.005625
7	-0.225	0.050625
8	0.225	0.050625

Tabla 0,7 mm

Tabel a 4.8 Valorile coeficienților de regresie

Coef.	Valoare	Coef.	Valoare
b_0	6,775	b_{12}	0,2
b_1	0,2	b_{13}	0,05
b_2	0,125	b_{23}	-1,325
b_3	0,075		

Tabel a 4.9 Valorile efectelor produse de factorii de influență și interacțiunile

Efect	Valoare	Efect	Valoare
E_T	6,775	E_{12}	0,4
E_1	0,4	E_{13}	0,1
E_2	0,25	E_{23}	-2,65
E_3	0,15		

Amplitudinea efectelor produse de factorii de influență asupra funcției obiectiv poate fi ușor apreciată pe baza a trei reprezentări grafice, consacrate în literatura de specialitate (figura a 4.6):

- histograma efectelor

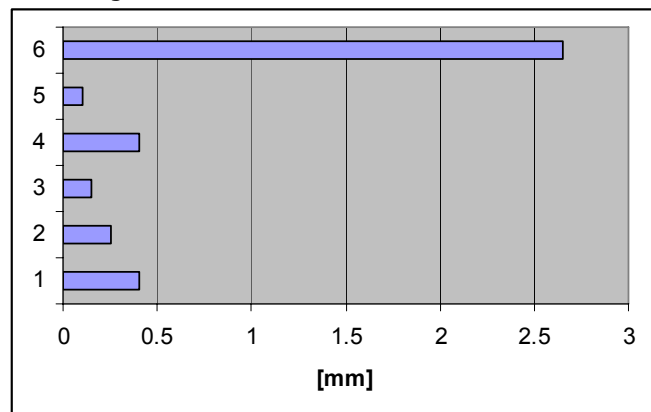


Figura a 4.6 Efectul provocat asupra funcției obiectiv (mm)

Unde: 1 - x_1 efectul curentului de sudare, 2 - x_2 efectul vitezei de sudare, 3 - x_3 efectul lungimii de la diuza de contact, 4 - $x_1 \cdot x_2$, 5 - $x_1 \cdot x_3$, 6 - $x_2 \cdot x_3$

o **Dispersia reproductibilității**

Calculată cu relația de mai jos și are valoarea:

$$s_0^2 = \frac{\sum_{\nu=1}^c (y_{0\nu} - \bar{y})^2}{c-1} = \frac{\sum_{\nu=1}^c (y_{0\nu} - 7.3)^2}{3-1} = 0.01 \quad (\text{a.26})$$

Correspunde măsurătorilor replicate în centrul domeniului experimental.

Rezultă că:

$$s_{bj}^2 = \frac{s_0^2}{\sum_{i=1}^N x_{ij}^2} = \frac{0,01}{8} = 0,00125 \quad (\text{a.27})$$

o **Analiza modelului matematic**

Analiza modelului matematic obținut se face în concordanță cu etapele prezentate în [45, paragraful 5.5.2.].

Semnificația coeficienților de regresie se stabilește cu ajutorul relației:

$$|b_j| \geq t_{\alpha, Q(c-1)} \cdot s_{bj} \quad (\text{a.28})$$

- $t_{\alpha, Q(c-1)} = t_{0,05,4} = 2,776$ valoarea criteriului Student [63, Anexa 2]

- Q număr de puncte replicate (în cazul nostru doar 1 line pentru fiecare variabilă)

- $\alpha = 0,05$ impus de experimentator

- $\nu = Q \cdot (c-1) = 1 \cdot (3-1)$ numărul gradelor de libertate

Deci pentru toți coeficienți din tabelul 5.19, este făcută comparația:

$$|b_j| \geq t_{\alpha, Q(c-1)} \cdot s_{bj} = 4,303 \cdot \sqrt{0,00125} = 0,152134 \quad (\text{a.29})$$

Rezultă ca următorii coeficienți nu sunt semnificativi din punct de vedere statistic: deci forma modelului de ordinul I este următoarea:

$$\tilde{y} = b_0 + b_1 \cdot x_1 + b_2 \cdot x_2 + b_3 \cdot x_3 + b_{12} \cdot x_1 \cdot x_2 + b_{13} \cdot x_1 \cdot x_3 + b_{23} \cdot x_2 \cdot x_3 \quad (\text{a.30})$$

Modelul explicitat al funcției obiectiv estimate cu metode experimentale:

$$\tilde{y} = 6,775 + 0,2 \cdot x_1 + 0,125 \cdot x_2 + 0,075 \cdot x_3 + 0,2 \cdot x_1 \cdot x_2 + 0,05 \cdot x_1 \cdot x_3 - 1,325 \cdot x_2 \cdot x_3 \quad (\text{a.31})$$

rămâne prin eliminarea coeficienților care sunt sub limită:

Pentru calculul dispersiei de concordanță cu relația:

$$s_{conc}^2 = \frac{\sum_{i=1}^N (\tilde{y} - y_i)^2}{N - k'} \quad (\text{a.32})$$

au fost estimate în prealabil cu modelul experimental explicitat mai sus valorile funcției obiectiv \tilde{y} , $i = 1, \dots, N$ și ulterior au fost determinate valorile diferențelor $y_i - \tilde{y}_i$ (reziduuri), respectiv pătratele acestor diferențe; valorile astfel calculate apar în tabelul a 4.5.

Deoarece numărul de coeficienți semnificativi ai ecuației de regresie este $k' = 4$, rezultă:

$$s_{conc}^2 = \frac{\sum_{i=1}^N (\tilde{y} - y_i)^2}{N - k'} = \frac{0,293125}{8 - 4} = 0,073281 \quad (\text{a.33})$$

Valoarea calculată a criteriului F este:

$$F_{calc} = \frac{s_{conc}^2}{s_0^2} = 7,328125 \quad (\text{a.34})$$

Deoarece din [63, anexa 3], rezulta pentru $\alpha = 0,05$, $\nu_1 = 4$ și $\nu_2 = 2$ valoarea $F_{tab} = F_{\alpha, \nu_1, \nu_2} = 19,25$ deci $F_{calc} < F_{tab}$ rezultă că modelul experimental descrie adecvat rezultatele măsurătorilor.

Rezultă concordanța dintre valorile estimate cu ajutorul modelului și cele măsurate, figura a.4.7.

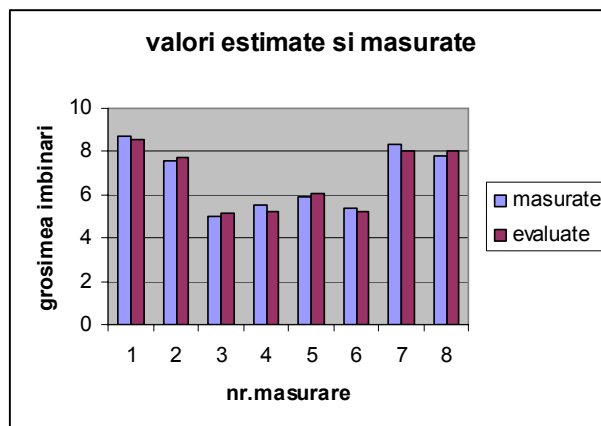


Figura a 4.7 Grafic comparativ între valorile măsurate și cele estimate
1. albastru – măsurată; violet – estimată

Tabel a 4.8 Valorile reziduurilor și ale pătratelor acestora

Punct experimental	$y_i - \tilde{y}_i$ [mm]	$(y_i - \tilde{y}_i)^2$ [mm] ²
1	0.15	0.0225
2	-0.15	0.0225
3	-0.125	0.015625
4	0.25	0.0625
5	-0.15	0.0225
6	0.15	0.0225
7	0.25	0.0625
8	-0.25	0.0625

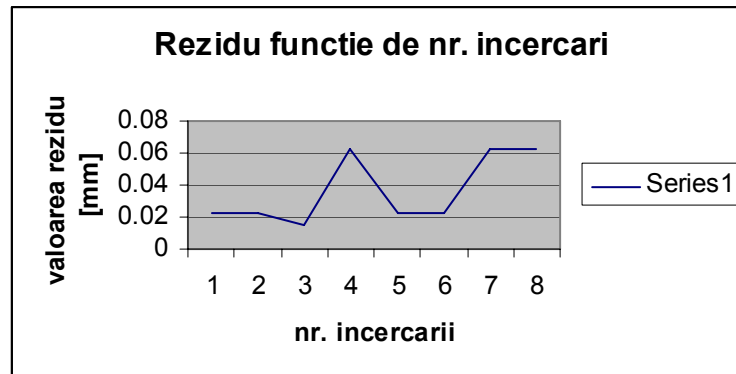


Figura a 4.8 Grafic cu valorile reziduurilor și ale pătratelor acestora pentru grosimea de 0,7