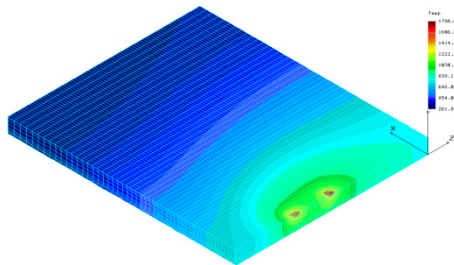


**UNIVERSITATEA „DUNĂREA DE JOS” DIN GALAȚI  
FACULTATEA DE MECANICĂ**

**Ing. Carmen Cătălina RUSU**

**MODELAREA PROCESELOR  
TERMOFIZICE DIN ARCUL ELECTRIC**

**REZUMATUL TEZEI DE DOCTORAT**



**CONDUCĂTOR ȘTIINȚIFIC,  
Prof. dr. ing. Emil CONSTANTIN**

**GALAȚI, 2011**

ROMÂNIA  
MINISTERUL EDUCAȚIEI, CERCETĂRII, TINERETULUI ȘI SPORTULUI  
UNIVERSITATEA DUNĂREA DE JOS DIN GALAȚI

Strada Domnească nr. 47, cod poștal 800008  
Galați, România  
E-mail: rectorat@ugal.ro



Tel.: (+4) 0336-130.109; 0336-130.108; 336-130.144  
Fax: (+4) 0236 - 461.353  
www.ugal.ro

C8192 / 7-09-2011

C ă t r e

Universitatea "Dunărea de Jos" din Galați vă face cunoscut că în data de 30.09.2011, ora 11.00, în Facultatea de Mecanică, sala D12, va avea loc susținerea publică a tezei de doctorat intitulată : "MODELAREA PROCESELOR TERMOFIZICE DIN ARCUL ELECTRIC", elaborată de domnul/doamna ing. RUSU CARMEN-CĂTĂLINA, în vederea conferirii titlului științific de doctor în Domeniul de doctorat - Inginerie industrială.

Comisia de doctorat are următoarea componență :

- 1. Presedinte:** Prof.univ.dr.ing. Cătălin FETECĂU  
Decan - Facultatea de Mecanică  
Universitatea "Dunărea de Jos" din Galați
- 2. Conducător de doctorat:** Prof.univ.dr.ing. Emil CONSTANTIN  
Universitatea OVIDIUS din Constanța
- 3. Referent oficial:** Prof.univ.dr.ing. Radu IOVĂNAS  
Universitatea TRANSILVANIA din Brașov
- 4. Referent oficial:** Prof.univ.dr.ing. Nicolae PERIDE  
Universitatea OVIDIUS din Constanța
- 5. Referent oficial:** Prof.univ.dr.ing. Elena SCUTELNICU  
Universitatea "Dunărea de Jos" din Galați

Cu această ocazie vă transmitem rezumatul tezei de doctorat și vă invităm să participați la susținerea publică. În cazul în care doriți să faceți eventuale aprecieri sau observații asupra conținutului lucrării, vă rugăm să le transmiteți în scris pe adresa Universității, str. Domnească nr. 47, 800008 - Galați, Fax - 0236 / 461353

RECTOR,

Prof.dr.ing. Viorel MINZC

SECRETAR DOCTORAT,

Ing. Luiza AXINTE

## CUPRINS

	Pag.
	Tez - Rez
<b>Introducere</b> .....	<b>5 5</b>
Semnificația principalelor mărimi apărute în lucrare .....	8 -
<b>Capitolul 1 – Stadiul actual în modelarea proceselor de sudare</b> .....	<b>10 7</b>
1.1. Introducere .....	10 7
1.2. Simularea câmpurilor termice .....	10 7
1.3. Tensiuni și deformații .....	12 -
1.4. Noțiuni generale de câmp termic .....	14 -
<b>Capitolul 2 – Modelarea matematică a câmpului termic</b> .....	<b>16 9</b>
2.1. Vectorul densitate de flux termic. Legile transferului de căldură .....	16 9
2.2. Ecuațiile modelului matematic al câmpului termic .....	18 10
2.2.1. Considerații generale .....	18 10
2.2.2. Ecuația conservării energiei .....	19 10
2.2.3. Ecuația conservării masei .....	23 10
2.2.4. Ecuațiile mișcării .....	24 10
2.2.5. Ecuația radiației termice .....	26 -
2.3. Condiții inițiale și de frontieră .....	27 -
2.4. Ecuațiile modelului pentru domeniul studiat .....	28 -
2.5. Concluzii .....	31 -
<b>Capitolul 3 - Ecuațiile transferului termic în procesele de sudare</b> .....	<b>33 11</b>
3.1. Transferul termic prin conducție în procesele de sudare .....	33 11
3.1.1. Ecuația generală a transferului termic prin conducție .....	33 11
3.1.2. Condiții de unicitate .....	34 -
3.1.3. Aspecte privind coeficientul de conductibilitate termică .....	35 -
3.1.3.1. Factori de influență .....	35 -
3.1.3.2. Relații pentru calculul coeficientului de conductibilitate termică .....	36 -
3.1.4. Soluții analitice pentru transferul termic prin conducție în cazul a două corpuri aflate în contact .....	37 -
3.1.4.1. Cazul contactului perfect .....	38 -
3.1.4.2. Cazul contactului imperfect .....	38 -
3.1.5. Cazul existenței unei surse termice la interfața de contact .....	40 -
3.1.5.1. Cazul corpurilor cu aceeași temperatură inițială .....	40 -
3.2. Transferul termic prin convecție în procesele de sudare .....	41 11
3.2.1. Ecuația generală a transferului termic prin convecție .....	41 -
3.2.2. Pierderi de căldură prin convecție ale plăcilor sudate .....	42 12
3.2.3. Pierderi de căldură prin convecție ale barelor sudate .....	42 -
3.3. Transferul termic prin radiație în procesele de sudare .....	42 12
3.3.1. Ecuația generală a transferului termic prin radiație .....	43 12
3.3.2. Corectarea relațiilor pentru calculul pierderilor de căldură la sudare .....	43 13
3.4. Concluzii .....	44 -
<b>Capitolul 4 - Rezolvarea numerică a câmpurilor termice utilizând programe de calcul cu element finit</b> .....	<b>45 13</b>
4.1. Principiile de bază ale metodelor numerice .....	45 -
4.2. Metoda diferențelor finite .....	46 -
4.3. Metoda elementelor finite .....	48 -
4.4. Etape de calcul în modelarea cu elemente finite .....	49 -
4.4.1. Preprocesarea .....	49 -
4.4.1.1. Crearea geometriei .....	49 -
4.4.1.2. Discretizarea modelului .....	49 -
4.4.2. Introducerea condițiilor la limită .....	54 -
4.4.3. Analiză efectivă .....	54 -
4.4.4. Postprocesarea .....	54 -

4.5. Programe de calcul cu elemente finite	55	-
4.6. Analiza transferului termic în COSMOS/M	55	-
4.7. Analiza termică în CosmosM	56	13
4.8. Concluzii	60	-
<b>Capitolul 5 – Soluții analitice pentru predicția temperaturilor în îmbinările sudate</b>	<b>61</b>	<b>14</b>
5.1. Ecuații generale pentru analiza câmpului termic	61	14
5.2. Cazul sursei termice mobile punctiforme	62	-
5.2.1. Analiza câmpului termic bidimensional	62	-
5.2.2. Analiza câmpului termic tridimensional	63	14
5.2.3. Calculul temperaturii maxime în vecinătatea băii de metal topit	64	15
5.3. Cazul sursei termice mobile cu distribuție Gaussiană 2D	64	-
5.3.1. Analiza câmpului termic din îmbinările sudate cap la cap	64	-
5.4. Cazul sursei termice mobile cu distribuție Gaussiană 3D	65	16
5.4.1. Sursă termică semielipsoidală	65	16
5.4.2. Analiza câmpului termic produs de sursa termică semielipsoidală	66	-
5.4.3. Sursă termică elipsoidală dublă	67	-
5.4.4. Analiza câmpului termic produs de sursa termică elipsoidală dublă	68	-
5.4.5. Analiza câmpului termic produs de două surse termice elipsoidale duble în mișcare	69	-
5.5. Simularea în Matlab a câmpului termic produs de sursa termică semielipsoidală	70	16
5.6. Concluzii	72	-
<b>Capitolul 6 - Procedee moderne de sudare de mare productivitate</b>	<b>73</b>	<b>17</b>
6.1. Introducere	73	-
6.2. Sudarea cu două sau mai multe sârme în mediu de gaze protectoare	74	18
6.2.1. Caracteristici generale	74	-
6.2.2. Clasificarea variantelor procedurii de sudare cu două sârme în mediu de gaze protectoare	74	-
6.2.3. Sudarea cu o sursă de putere și duză de contact comună	75	-
6.2.4. Sudarea cu două surse de putere și două duze de contact distincte	76	-
6.2.5. Sudarea cu două instalații de sudare standard distincte	77	-
6.2.6. Procedeele de sudare de mare productivitate „TANDEM”	77	-
6.3. Stabilitatea procesului de sudare cu două sârme în mediu de gaze protectoare	78	-
6.3.1. Distanța dintre cele două sârme	78	-
6.3.2. Unghiul format de capul de sudare cu normala la piesa de sudat	79	-
6.3.3. Unghiul dintre planul celor două sârme și axa rostului	80	-
6.4. Concluzii	81	-
<b>Capitolul 7 – Contribuții la modelarea proceselor de sudare multiarc</b>	<b>82</b>	<b>18</b>
7.1. Modelarea proceselor de sudare sub strat de flux mono și biarc	82	18
7.1.1. Modelarea proceselor de sudare sub strat de flux monoarc	82	19
7.1.1.1. Date de intrare	82	19
7.1.1.2. Ipoteze de calcul	86	19
7.1.1.3. Definierea încărcării termice	88	20
7.1.1.4. Calculul vitezei de încălzire/răcire în îmbinarea sudată monoarc	94	23
7.1.2. Modelarea proceselor de sudare sub strat de flux cu două arce - biarc	96	23
7.1.2.1. Date de intrare	96	23
7.1.2.2. Definierea încărcării termice	96	24
7.1.2.3. Cazul sudării sub strat de flux cu biarc la o distanță de 50 de mm (Caz 1)	99	-
7.1.2.4. Calculul vitezei de încălzire/răcire în îmbinarea sudată biarc (Caz 1)	103	-
7.1.2.5. Cazul sudării sub strat de flux cu biarc la o distanță de 100 de mm (Caz 2)	105	25
7.1.2.6. Calculul vitezei de încălzire/răcire în îmbinarea sudată biarc (Caz 2)	109	26
7.2. Modelarea proceselor de sudare mono și biarc în cazul sudării MIG	110	27
7.2.1. Modelarea procesului de sudare MIG monoarc	110	27
7.2.1.1. Date de intrare	110	27
7.2.1.2. Ipoteze de calcul	111	27
7.2.1.3. Definierea încărcării termice	112	28
7.2.1.4. Calculul vitezei de încălzire/răcire în cazul îmbinării sudate MIG monoarc	117	30
7.2.2. Modelarea proceselor de sudare MIG cu 2 arce - biarc	117	30

7.2.2.1. Date de intrare .....	117	30
7.2.2.2. Calculul vitezei de încălzire/răcire în cazul îmbinării sudate MIG biarc .....	119	31
7.3. Modelarea proceselor de sudare MIG cu 4 arce în baie comună .....	119	32
7.3.1. Date de intrare .....	119	32
7.3.2. Definierea încălzirii termice .....	121	
7.3.3. Calculul vitezei de răcire la sudarea MIG cu patru arce .....	126	35
7.4. Concluzii .....	127	
<b>Capitolul 8 – Determinări experimentale. Validarea modelelor numerice .....</b>	<b>130</b>	<b>35</b>
8.1. Introducere .....	130	<b>35</b>
8.2. Programul experimental .....	131	-
8.3. Determinări experimentale la sudarea MIG cu unul și două arce .....	132	36
8.3.1. Materiale de bază și de adaos .....	132	36
8.3.2. Regimuri de sudare .....	133	36
8.3.3. Echipamente și dispozitive utilizate la sudarea MIG .....	134	37
8.4. Echipamente și metode pentru măsurarea temperaturilor prin termografieră .....	136	-
8.4.1. Aspecte teoretico-practice privind metoda termografierii .....	136	-
8.4.1.1. Emisivitatea .....	136	-
8.4.1.2. Determinarea emisivității unui obiect .....	137	-
8.4.2. Teoria metodei de termografieră .....	139	-
8.4.2.1. Introducere .....	139	-
8.4.2.2. Spectrul electromagnetic .....	139	-
8.4.3. Ecuațiile camerei de termografieră .....	140	-
8.5. Măsurarea temperaturilor prin termografieră la sudarea MIG mono și biarc .....	142	37
8.5.1. Vizualizarea câmpurilor termice prin metoda termografierii .....	143	37
8.5.2. Analiza comparativă a ciclurilor termice măsurate și modelate la sudarea MIG cu un arc - monoarc .....	144	38
8.5.3. Analiza comparativă a ciclurilor termice măsurate și modelate la sudarea MIG cu două arce - biarc .....	146	39
8.6. Determinări experimentale la sudarea sub strat de flux cu două arce .....	148	41
8.6.1. Materiale de bază și de adaos .....	148	41
8.6.2. Echipamente utilizate la sudarea sub strat de flux .....	149	41
8.6.3. Modalități de dispunere a capetelor la sudarea sub strat de flux cu două arce .....	150	-
8.6.4. Pregătirea marginilor tablelor sudate în cazul procedurii sub strat de flux .....	150	-
8.6.5. Analiza comparativă a ciclurilor termice măsurate și modelate la sudarea sub strat de flux cu două arce - biarc .....	151	42
8.5. Concluzii .....	154	-
<b>Capitolul 9 – Concluzii generale și contribuții originale .....</b>	<b>156</b>	<b>44</b>
9.1. Concluzii generale .....	156	<b>44</b>
9.2. Contribuții originale .....	160	49
<b>Bibliografie .....</b>	<b>161</b>	<b>50</b>
<b>Anexe 1-5 .....</b>	<b>168</b>	<b>-</b>

## INTRODUCERE

Domeniul larg de utilizare, în industria navală, a sudării prin topire a oțelurilor slab aliate cu rezistență ridicată duce la necesitatea înțelegerii proceselor termofizice din arcul electric în vederea realizării unor îmbinări sudate de calitate. Din acest motiv tehnica actuală încearcă să introducă sudarea multiarc care prezintă avantajele unei viteze de sudare mari și deci a unei productivități (rate a depuneri) mai ridicate. Totodată sudarea multiarc dă posibilitatea asigurării unor performanțe superioare în ceea ce privește proprietățile mecanice și metalurgice ale îmbinărilor sudate.

Teza tratează o problemă deosebit de importantă legată de modelarea analitică și numerică a câmpurilor termice din procesele de sudare. Cu caracter original este prezentată modelarea câmpurilor termice în varianta 3D pentru cazul sudării cu mai multe surse de căldură mobile și se introduce noțiunea de sudare cu „n” sârme și „m” arce, în care  $n > m$ , pentru caracterizarea surselor de sudură. Totodată, determinarea acestor performanțe de productivitate și a proprietăților mecano-metalurgice este și scopul prezentei teze.

Câmpul termic este factorul determinant în stabilirea acestor proprietăți și în determinarea stării de tensiuni și deformații din îmbinările și din construcțiile sudate. Modelarea câmpurilor termice conduce la posibilitatea optimizării parametrilor de sudare multiarc având ca criterii productivitatea și proprietățile îmbinărilor sudate.

Din acest motiv, o modelare complexă a câmpului termic din îmbinările sudate se poate considera o modelare 5D în raport cu variabilele  $x, y, z, t, T$ , unde  $t$  este timpul din procesul de sudare și  $T$  este temperatura din acest proces. Astfel în orice punct de coordonate  $x, y, z$  la un anumit timp  $t$  de la începerea procesului de sudare se poate determina temperatura  $T$  a acestuia.

În această lucrare - structurată pe 9 capitole (205 pagini) și conținând 231 relații matematice, 155 figuri, 46 tabele și 5 anexe - sunt prezentate cercetările teoretice și experimentale privind procesele termice din îmbinările sudate din oțel naval A36.

Modelarea matematică și analiza cu element finit a proceselor termice, au permis investigarea și aprofundarea fenomenelor de transfer termic și stabilirea a noi variante tehnologice de sudare. Astfel s-au dezvoltat modele distincte pentru simularea procesului de sudare prin topire în mediu de gaze protectoare cu electrod fuzibil – MIG cu unul (monoarc), două (biarc) și patru (multiarc) arce. Totodată, s-au dezvoltat modele distincte la sudarea sub strat de flux - SF cu unul și două arce.

În urma analizei cu element finit și simulării proceselor de sudare sunt prezentate și vizualizate distribuțiile câmpului termic, pentru diferiți pași de timp. Sunt analizate și interpretate variațiile longitudinale și transversale ale temperaturii pentru diferite momente ale procesului de sudare, pentru toate cele cinci cazuri prezentate.

Sunt analizate ciclurile termice din zonele localizate în piesele sudate, respectiv în centrul băii de metal topit, zona influențată termo-mecanic și materialul de bază. Totodată sunt calculate, interpretate și comparate vitezele de încălzire și răcire în toate cele cinci cazuri prezentate.

Verificarea experimentală, utilizând metoda termografierii, a permis vizualizarea câmpului termic la sudarea prin procedeele MIG și SF, în diferite etape ale proceselor de sudare, cunoașterea și interpretarea distribuției longitudinale și transversale a temperaturilor, calculului timpului de încălzire și răcire din procesul de sudare și în final la validarea modelelor cu elemente finite a transferului termic din îmbinările sudate.

În capitolul final sunt prezentate concluziile referitoare la această lucrare cât și contribuțiile originale pe plan teoretic și experimental.

Referințele bibliografice, la care se fac trimiteri în lucrare, cuprind un număr de 135

titluri. **Lucrarea are la bază cercetări fundamentale ce au fost publicate într-un număr de 34 lucrări, din care 13 lucrări în calitate de prim autor și 21 în calitate de coautor, 2 lucrări indexate ISI, 13 lucrări publicate în reviste indexate în baze de date internaționale și 19 lucrări științifice au fost prezentate și publicate în volumele conferințelor naționale și internaționale.**

Pe această cale doresc să aduc cele mai sincere mulțumiri dlui **Prof. dr. ing. DHC Emil Constantin**, conducătorului științific, pentru îndrumarea de un înalt profesionalism, pentru ideile inovatoare, pentru sprijinul permanent și încrederea acordată pe parcursul redactării tezei.

De asemenea, țin să mulțumesc membrilor comisiei de doctorat, dnei Prof. dr. ing. Elena Scutelnicu, dlui Prof. dr. ing. Radu Iovănaș și dlui Prof. dr. ing. Nicolae Peride și pentru importante observații formulate asupra fondului și formei lucrării.

Mulțumiri deosebite se cuvin a fi aduse Departamentului Secții Plane din cadrul Șantierului Naval Damen Galați pentru sprijinul acordat pe parcursul determinărilor experimentale din cadrul prezentei lucrări.

Aduc sincere mulțumiri colegilor din Catedra de Construcții de Mașini, Robotică și Sudare, colegilor și colaboratorilor din cadrul Universității „Dunărea de Jos” din Galați.

Nu în ultimul rând, adresez cele mai calde mulțumiri familiei mele, familiei Lucia și Donato Cappello și prietenilor pentru ajutorul moral acordat pe toată perioada stagiului de doctorat.

Galați, septembrie 2011

Autorul

\* Notațiile din rezumat corespund celor din lucrarea în extenso

## Capitolul 1 - Stadiul actual în modelarea proceselor de sudare

### 1.1. Introducere

Sudarea reprezintă unul dintre cele mai complexe procese de fabricație, din punct de vedere al numărului de parametri de intrare și ieșire. Sudarea a fost aplicată în fabricarea structurilor, în domeniul industriale convenționale dar și în aplicații high-tech din ingineria nucleară, industria aerospațială și maritimă. În comparație cu alte metode mecanice de îmbinare, sudarea oferă unele avantaje semnificative, inclusiv o flexibilitate de proiectare, integritate structurală și moduri economice de lucru [126],[5]. Cu toate acestea însă, sudarea produce tensiuni semnificative în metalul depus și în regiunile apropiate sudurii care se formează ca efect al procesului de sudare (zona influențată termomecanic - ZIT) și care, la rândul lor, se combină între ele și produc forțe interne care cauzează îndoirea, răsucirea sau flambajul ansamblului sudat. Aceste deplasări sunt cunoscute sub denumirea de deformații apărute ca urmare a procesului de sudare [36]. În ciuda celor prezentate mai sus, este pe deplin cunoscut faptul că sudarea reprezintă unul dintre cele mai importante procese de fabricație industriale iar în prezent, în lumea științifică, se derulează numeroase proiecte de cercetare, care duc în final la înlăturarea dezavantajelor produse de deformațiile apărute în urma procesului de sudare.

Ca o tehnică de fabricație utilizată pe scară largă, sudarea oferă o serie de provocări tehnice pentru comunitatea de practicieni din domeniu. În timpul sudării unei structuri metalice, gradientii termici rezultați în urma procesului au o magnitudine mare, rezultând tensiuni reziduale, care duc în final la deformarea structurilor sudate. Tensiunile și deformațiile apărute în urma procesului de sudare pot afecta, în mod semnificativ, performanța și fiabilitatea structurilor sudate [25]. Prin urmare, acestea trebuie să fie critic abordate în timpul fazelor de proiectare și de fabricație pentru a asigura exploatarea în bune condiții a structurilor sudate.

În ultimii ani, odată cu dezvoltarea facilităților de procesare și calcul numeric prin introducerea computerelor personale, au fost aplicate metodele de analiză cu element finit (MEF) pentru simularea comportamentului structurilor sudate, prin utilizarea pachetelor software comerciale cu element finit. Cu toate acestea, pentru uz general, metodele simplificate sunt mult mai utilizate decât metodele pas-cu-pas de analiză elasto-plastică.

Prima determinare analitică a consecințelor rezultate din procesul de sudare (tensiunile reziduale și deformațiile) s-a efectuat la mijlocul anilor 1940, iar prima contribuție semnificativă a fost făcută în anul 1950, pentru cazul deformării structurilor sudate. Aceste rezultate analitice au condus, în final, la modelarea numerică a distribuției de căldură și a aspectelor structurale din procesele de sudare. În mod cert, analiza termo-mecanică la sudare este neliniară cauzată de interacțiunile multi-câmp și totodată variațiile proprietăților termo-mecanice ale materialelor cu temperatura. În ultimele trei decenii, analiza cu elemente finite a fenomenelor complexe din domeniul sudării a înregistrat o creștere considerabilă și s-au realizat cercetări multiple și complexe, concretizate prin numeroase articole și cărți publicate în literatura de specialitate.

### 1.2. Simularea câmpurilor termice

Lucrările publicate în literatura de specialitate relevă cercetări importante și simulări pe calculator a proceselor de sudare, printr-o trecere sau prin mai multe treceri, în combinații cu una sau mai multe surse termice. Principalul obiectiv a fost simularea problemelor diferite care apar ca urmare a fenomenelor neliniare din timpul sudării.

Cele mai multe dintre consecințele nedorite din procesele de sudare sunt cauzate de



fluxul de căldură neliniar, introdus de sursele termice în mișcare. Prin urmare, în acest capitol se prezintă evoluția în modelarea proceselor de sudare cu una sau mai multe surse termice.

În anii 1960-1970 cea mai mare parte a vizat activitatea de cercetare asupra comportamentului termo-fizic al materialelor în timpul procesului de sudare. Înainte de 1970 au existat doar câteva serii clasice de metode cu diferențe finite (DEF) pentru analiza neliniară a transferului de căldură la sudare. La sfârșitul anilor 1970 s-au depus nenumărate eforturi pentru dezvoltarea de coduri sursă, pe calculator, pentru analiza mecanismului complex de variație a fluxului de căldură din procesele de sudare. În anii trecuți, Lindgren a publicat o analiză detaliată în trei părți [48],[50],[51] care a studiat întregul fenomen de sudare, în complexitatea sa. Un alt studiu recent și cuprinzător a fost realizat de către Dr. Anas Yaghi și Adib Becker [125].

Obiectivul principal al acestui subcapitol este descrierea contribuțiilor majore ale cercetărilor în domeniu, în special la sudarea structurilor navale și a conductelor magistrale.

Primul pas spre simularea procesului de sudare a fost modelul sursei termice în mișcare, prezentat de Rosenthal [88], pentru soluția analitică a distribuției temperaturii la sudarea cu arc electric. În lucrarea sa, autorul a prezentat fluxul de căldură liniar bidimensional și tridimensional, în stare solidă, a corpurilor de dimensiune infinită. Autorul a validat modelul experimental, prin măsurarea temperaturilor din timpul sudării pe table cu diferite geometrii. Cercetări ulterioare au arătat că modelul lui Rosenthal a dat o bună aproximare a temperaturilor din zona îmbinării sudate cu toate că în imediata apropiere a sursei de căldură, câmpul de temperatură modelat a înregistrat valori foarte mari. Ulterior Rybicki [102] și Debicarri [22] au dezvoltat noi modele pentru surse termice multiple, care au dat o aproximare mai bună a distribuției temperaturii în zona tranzitorie. Mai târziu, cercetarea realizată de SEO, Yang și Jang [109] a utilizat sursa de căldură liniară pentru a modela aportul de căldură adus în timpul procesului de sudare de către arcul electric. Goldak [33] în lucrarea sa, a introdus o temperatură predefinită a unor locații specificate din îmbinarea sudată. Un model mai complex este modelul surselor de căldură cu distribuție Gaussiană dezvoltat de către Goldak [34],[30]. Acest model, cunoscut ca modelul elipsoidal al surselor termice, este pe departe cel mai larg utilizat la ora actuală în modelarea și simularea proceselor de sudare. De asemenea, în această lucrare, Goldak a realizat modelarea distribuției fluxului de căldură introdus în piese, cu unele ajustări semnificative și de care alți cercetători nu au ținut seama în modelele anterioare.

Alte modele pentru sursele termice, cum ar fi cele prezentate de către Sabapathy și al. [104] și Ravichandran și al. [87] sunt, de asemenea, utilizate în practică. Ueda și Yamakawa [114],[115] și Hibbitt și Marçal [35] pot fi considerați pionierii în aplicarea metodelor cu elemente finite pentru simularea proceselor de sudare. Mai târziu, Friedman [28], Rybicki și al. [102] Andersson [3] au arătat un deosebit interes în acest domeniu și au prezentat o lucrare de cercetare care clarifică metodologiile aplicate în simularea proceselor de sudare. Ei au prezentat metodologia de bază pentru tehnica de analiză secvențială cuplată. A fost pentru prima dată introdusă și utilizată dependența proprietăților de material cu temperatura și a fost utilizată căldura latentă asociată cu transformarea de fază lichid-solid a materialului. Rybicki [102] a simulat procesul de sudare pe circumferință a conductelor. Mai mult, el a folosit o soluție de analiză a fluxului de căldură, suprapus cu efectul a 28 de surse de căldură pentru a determina câmpul termic la sudarea conductelor. Friedman [28] și Andersson [3] au analizat sudarea cap la cap a tablelor și au dezvoltat jumătate de model pentru simularea proceselor termo-fizice la sudare. Acest lucru a micșorat timpul de procesare, astfel încât, mai departe, s-a utilizat cu succes această abordare și de către alți autori. Sub aspectul simulării numerice, s-a realizat un număr de experimente pentru evaluarea tehnicilor de modelare, s-au utilizat mai multe tipuri de rețea (mesh), tipuri de

elemente, modelarea cu mai multe materiale de adaos, utilizând proceduri diferite de integrare numerică și tipuri de rezolvare a ecuațiilor. În mod similar, o multitudine de studii au fost dedicate modelării proceselor de sudare în care s-a ținut cont de efectele proprietăților materialelor în funcție de răspunsul termic și mecanic. În ceea ce privește eficiența și integritatea tehnicii de calcul cea mai semnificativă contribuție a realizat-o McDill și al. [60],[61],[59],[56],[57], care a dezvoltat discretizarea adaptivă dinamică a elementelor modelului propus. A realizat, totodată, o discretizare automată mai fină a rețelei pentru zonele de interes, cum ar fi zona influențată termo-mecanic (ZIT) unde apar tensiuni și deformații mari. Acest sistem adaptiv, cu discretizare în funcție de gradientul de temperatură, a redus substanțial costul computațional, prin scăderea numărului total de elemente din model și a timpului de procesare. Acest sistem adaptiv pentru re-discretizare a fost îmbunătățit, în continuare, de către Runnemalm [90],[58], Lindgren [47] și Hyun și Lindgren [38].

Cele mai semnificative contribuții în domeniul simulării proceselor de sudare înainte de 2001, sunt critic revizuite și discutate de către Lindgren L.E. într-o lucrare în trei părți, care face trimitere la [48],[50],[51]. Mai mult, contribuțiile înainte de 2004 au fost, de asemenea, discutate în [125]. Autorii au analizat în detaliu efectele diferiților parametri din proces și au propus recomandări pentru modelele viitoare.

## Capitolul 2 – Modelarea matematică a câmpului termic

### 2.1. Vectorul densitate de flux termic. Legile transferului de căldură

Se consideră un domeniu, ce poate avea orice formă geometrică, iar în acesta un punct oarecare P, localizat în spațiu prin vectorul de poziție  $\vec{r}$ , definit față de originea O, a unui sistem de coordonate.

Se admite că, în general, într-o zonă a domeniului are loc o creștere a energiei interne a acesteia, printr-o transformare ireversibilă a unei anumite forme de energie. Impropiu, se spune că în zona respectivă se dezvoltă (degajă) căldură, iar acea zonă se numește sursă (izvor) de căldură.

Pentru caracterizarea locală a unei surse de căldură, în fiecare punct al acesteia se definește căldura dezvoltată în unitatea de timp într-un element de volum din jurul aceluși punct, care se numește densitate de volum a vitezei de generare a căldurii sau densitate de volum a fluxului termic dezvoltat, însă, în această lucrare se va folosi denumirea de putere calorică specifică.

Deci, dacă se notează cu  $q_d$  puterea calorică specifică dintr-un moment oarecare t, într-un punct oarecare P, atunci căldura dezvoltată într-un timp infinit mic dt, într-un element de volum dV din jurul punctului P, este un infinit mic, de ordinul doi, notat cu  $d^2Q_d$ , dat de relația [117]:

$$d^2Q_d = q_d dV \cdot dt \quad (2.1)$$

Pentru o instalație de sudare cu arc electric se poate considera că sursa de căldură este numai coloana arcului electric, în care se produce o transformare a energiei electromagnetice în energie internă. Ca urmare, având în vedere legea transformării energiei electromagnetice în procesul de conducție electrică se obține:

$$q_d = \vec{J} \cdot \vec{E} \quad (2.2)$$

unde  $\vec{J}$ ,  $\vec{E}$  sunt densitatea curentului electric, respectiv intensitatea câmpului electric din P.

## 2.2. Ecuatiile modelului matematic al câmpului termic

### 2.2.1. Considerații generale

Studiul termic al unei îmbinări sudate urmărește determinarea evoluției în timp a temperaturii din punctele componentelor ce se sudează, deoarece de această evoluție depinde atât calitatea îmbinării, cât și structura metalografică a îmbinării sudate [117].

Ca urmare, scopul final al studiului termic, la care se referă prezentul capitol, constă în calcularea câmpului scalar nestaționar  $T(t, \bar{r})$ .

### 2.2.2. Ecuatia conservării energiei

Acest principiu se aplică între un moment oarecare  $t$ , și un moment infinit apropiat  $t'+dt$ , sub forma generală [117]:

$$dU + dE_c = dQ + dL \quad (2.12)$$

unde:

- $dU$ ,  $dE_c$  sunt variații infinit mici, în timpul infinit mic  $dt$  al energiei interne, respectiv energiei cinetice ale volumului material considerat;
- $dQ$  este căldura infinit mică, primită în timpul  $dt$  de volumul material considerat;
- $dL$  este lucrul mecanic infinit mic, efectuat de toate forțele ce acționează asupra volumului material, ca urmare a deplasărilor ce le au punctele lor de aplicații, în timpul infinit mic  $dt$ .

Dacă scriem relația (2.12) pentru un moment oarecare  $t$ , se obține ecuația:

$$\frac{dU}{dt} + \frac{dE_c}{dt} = \frac{dQ}{dt} + \frac{dL}{dt} \quad (2.13)$$

Energia internă  $U$  și energia cinetică  $E_c$  ale volumului material  $V^*$  sunt date de relațiile:

$$U = \int_{V^*} \rho c T dV; \quad E_c = \frac{1}{2} \int_{V^*} \rho v^2 dV \quad (2.14)$$

### 2.2.3. Ecuatia conservării masei

Ecuatia conservării masei (ecuația de continuitate) se obține pe baza ipotezei că frontiera oricărui volum material este impermeabilă, adică orice volum material rămâne tot timpul format din aceleași particule materiale.

Fie un volum material  $V^*$  de volum  $\Omega$ , și masă  $m$ , date de relațiile [117]:

$$\Omega = \int_{V^*} dV; \quad m = \int_{V^*} \rho dV \quad (2.38)$$

Folosind teorema transportului se obțin:

$$\frac{d\Omega}{dt} = \int_{V^*} \text{div} \bar{v} dv; \quad \frac{dm}{dt} = \int_{V^*} \left[ \frac{\partial \rho}{\partial t} + \text{div}(\rho \bar{v}) \right] dv \quad (2.39)$$

### 2.2.4. Ecuatiile mișcării

Ecuatiile mișcării unui mediu continuu se obțin prin aplicarea teoremei impulsului pentru volumul material considerat, care se exprimă sub forma [117]:

$$\frac{d\bar{H}}{dt} = \int_V \bar{f} dV + \oint_S \bar{T}_n ds \quad (2.48)$$

unde  $\bar{f}$ ,  $\bar{T}_n$  au semnificațiile precizate, iar  $\bar{H}$  este impulsul volumului material, definit prin relația:

$$\bar{H} = \int_V \bar{\rho} v dV \quad (2.49)$$

Componentele impulsului după axele sistemului de coordonate considerat au valorile:

$$H_x = \int_V \bar{\rho} v_x dv; \quad H_y = \int_V \bar{\rho} v_y dv; \quad H_z = \int_V \bar{\rho} v_z dv$$

Deci:

$$\frac{d\bar{H}}{dt} = \bar{i} \frac{d}{dt} \left[ \int_V \bar{\rho} v_x dv \right] + \bar{j} \frac{d}{dt} \left[ \int_V \bar{\rho} v_y dv \right] + \bar{k} \frac{d}{dt} \left[ \int_V \bar{\rho} v_z dv \right] \quad (2.50)$$

Se înlocuiește relația (2.50) în relația (2.48). Având în vedere teorema transportului și procedând la fel ca în cazul precedent se obține:

$$\frac{\partial(\bar{\rho} \bar{v})}{\partial t} + \bar{i} \text{div}(\bar{\rho} v_x \bar{v}) + \bar{j} \text{div}(\bar{\rho} v_y \bar{v}) + \bar{k} \text{div}(\bar{\rho} v_z \bar{v}) = \bar{\rho} \bar{g} + \frac{\partial \bar{T}_x}{\partial x} + \frac{\partial \bar{T}_y}{\partial y} + \frac{\partial \bar{T}_z}{\partial z} \quad (2.51)$$

### Capitolul 3 - Ecuațiile transferului termic în procesele de sudare

Calitatea îmbinărilor realizate prin sudare și productivitatea procedeelor utilizate sunt direct influențate de procesele termice care intervin în timpul operațiilor de sudare corespunzătoare. Câmpul termic la sudare este dependent de cele trei moduri de transfer termic: conductiv, convectiv – manifestându-se prin pierderile de căldură în atmosferă și prin mișcarea fluidului în baia de metal topit - și prin radiație.

Distribuția temperaturilor în îmbinările sudate este influențată de energia liniară a sursei termice, de proprietățile termofizice ale materialului de bază (căldura specifică, conductibilitatea termică, densitatea materialului, difuzivitatea termică) și de pierderile de căldură în mediul înconjurător.

#### 3.1. Transferul termic prin conducție în procesele de sudare

În îmbinările sudate, transferul termic prin conducție are loc de la cusătură la metalul de bază, în interiorul aceluiași corp, sau de la cusătură la stratul de zgură, între corpuri diferite care sunt în contact intim.

##### 3.1.1. Ecuația generală a transferului termic prin conducție

Ecuația generală a conducției termice, cunoscută ca fiind ecuația Fourier a căldurii, exprimă echilibrul energetic în transferul termic conductiv pentru cazul unui corp solid cu proprietăți alotropice[106], [107]:

$$\rho c \frac{\partial T}{\partial t} = \left[ \frac{\partial}{\partial x} \left( \lambda_x \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left( \lambda_y \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left( \lambda_z \frac{\partial T}{\partial z} \right) + Q_v \right] \quad (3.1)$$

#### 3.2. Transferul termic prin convecție în procesele de sudare

Factorii care influențează convecția căldurii, determinând caracterul complex al acesteia, sunt: natura fluidului, câmpul de viteze și accelerații ale acestuia, câmpul de temperatură din fluid și din solid în vecinătatea suprafeței de separație, mărimile termofizice ale fluidului (densitate, căldură masică, vâscozitate, coeficient de conducție termică etc.), repartiția presiunilor, starea de agregare, reacțiile chimice, structura geometrică a sistemului în care fluidul se mișcă, gradul de prelucrare al suprafețelor solide etc.

### 3.2.1. Ecuația generală a transferului termic prin convecție

În procesele de sudare, transmiterea căldurii prin convecție se face prin intermediul gazului protector insuflat asupra sudurii sau a aerului care vine în contact cu piesa caldă, favorizând răcirea îmbinării sudate.

Calculul densității fluxului termic  $q_c$  transmis de suprafața corpului solid cu temperatura  $T_A$  către fluidul cu temperatură  $T_f$  este posibil dacă se aplică legea lui Newton care confirmă condițiile de speța a doua:

$$q_c = \alpha_c \cdot (T_A - T_f) \quad (3.49)$$

### 3.2.2. Pierderi de căldură prin convecție ale plăcilor sudate

Pentru o placă infinită de grosime  $g$ , care are temperatura  $T$  și cedează căldură mediului ambiant, scăderea de temperatură se calculează cu relația [107]:

$$\frac{\partial T}{\partial t} = -\frac{2\alpha_c}{c\rho g} \cdot T = -b_p \cdot T \quad (3.50)$$

În care  $b_p = \frac{2\alpha_c}{c\rho g}$  reprezintă coeficientul de pierderi de căldură pentru plăcile sudate.

Dacă se ține seama de pierderile de căldură în mediul înconjurător, expresia generală a câmpului termic la sudarea plăcilor are următoarea formă [107]:

$$\frac{\partial T}{\partial t} = a \left( \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} \right) + \frac{Q_v}{c\rho} - b_p \cdot T \quad (3.51)$$

## 3.3. Transferul termic prin radiație în procesele de sudare

În procesele de sudare, transmiterea căldurii prin radiație reprezintă, în marea măsură, o pierdere de energie, deoarece numai o cantitate redusă din energia radiată este absorbită și utilizată la topirea materialelor utilizate.

### 3.3.1. Ecuația generală a transferului termic prin radiație

Plasma existentă în coloana arcului electric constituie o sursă puternică de radiații, respectiv de pierderi energetice. Radiația corpurilor solide este exprimată de legea lui Stefan-Boltzmann [23],[40],[46]:

$$q_r = \varepsilon \cdot C_0 \cdot T^4 \quad (3.54)$$

Coeficientul de radiație  $C_0=5,67 \times 10^{-14} [\text{J}/\text{mm}^2 \text{sK}^4]$  se aplică pentru corpul absolut negru, iar factorul de emisie  $\varepsilon < 1$ . Pentru suprafețele metalice prelucrate  $\varepsilon=0,2-0,4$ , iar pentru suprafețele oxidate ale oțelurilor  $\varepsilon=0,6-0,9$ . Factorul de emisie crește cu temperatura astfel încât pentru domeniul temperaturilor de topire  $\varepsilon=0,90-0,95$ . În cazul proceselor de sudare cu arc electric pierderile de căldură prin radiație la temperaturi ridicate sunt predominante în comparație cu cele prin convecție [85]. Ținând seama de temperatura inițială a corpului, ecuația (1.54) devine:

$$q_r = \varepsilon \cdot C_0 \cdot (T^4 - T_0^4) \quad (3.55)$$

Liniarizarea ecuației (3.55), în care coeficientul radiației termice depinde de temperaturile  $T$  și  $T_0$ , conduce la rescrierea ecuației sub forma [85]:

$$q_r = \varepsilon \cdot C_0 \cdot (T - T_0) \quad (3.56)$$

Prin urmare, considerând temperatura mediului ambiant constantă și ținând seama de condițiile Fourier (ecuațiile 3.5 și 3.6), densitatea fluxului termic transmis prin conducție poate fi egalat cu cel transmis prin convecție și radiație și este dat de relația:

$$(\alpha_c + \alpha_r) \cdot (T - T_0) = -\lambda \frac{\partial T}{\partial n} \quad (3.57)$$

### 3.3.2. Corectarea relațiilor pentru calculul pierderilor de căldură la sudare

După cum s-a văzut, relațiile pentru calculul pierderilor de căldură la sudarea plăcilor și barelor nu iau în considerație pierderile de căldură prin radiație, chiar dacă aceste pierderi, în perioada de răcire, sunt minore în raport cu cele prin convecție. Ținând seama de condițiile de speța a treia (relațiile 3.5 și 3.6) și relația 3.57 [85], scăderea reală de temperatură datorată pierderilor prin convecție și radiație devine:

Pentru plăci:

$$\frac{\partial T}{\partial t} = -\frac{2(\alpha_c + \alpha_r)}{c\rho g} \cdot T = -b_{pcor} \cdot T \quad (3.58)$$

în care coeficientul corectat de pierderi prin convecție și radiație la sudarea plăcilor este:

$$b_{pcor} = \frac{2(\alpha_c + \alpha_r)}{c\rho g} \quad (3.59)$$

Cu aceste corecții, ecuațiile generale ale câmpurilor termice la sudarea plăcilor vor avea următoarele forme [107],[108]:

Pentru plăci:

$$\frac{\partial T}{\partial t} = a \left( \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} \right) + \frac{q_v}{c\rho} - b_{pcor} \cdot T \quad (3.62)$$

## Capitolul 4 - Rezolvarea numerică a câmpurilor termice utilizând programe de calcul cu element finit

Metodele analitice de rezolvare a problemelor de câmp termic presupun găsirea unei soluții matematice cât mai exacte. Determinarea acesteia devine complicată în cazul ecuațiilor diferențiale de ordin superior. Cu toate că există tehnici de rezolvare a acestui tip de ecuații, acestea presupun de regulă serii matematice și funcții complexe, care pot fi obținute doar în cazul unei geometrii regulate și a unor condiții la limită simple.

Aceste soluții sunt însă foarte importante, fiind sub forma unor funcții continue de variabile independente, astfel că, se pot calcula cu precizie valorile mărimilor dorite în orice punct de interes din mediul analizat. În plus, astfel de soluții pot fi extrem de utile pentru validarea altor metode de rezolvare a problemelor de câmp termic.

### 4.7. Analiza termică în Cosmos/M

Conservarea energiei este un principiu fundamental în analiza transferului termic. Astfel, în teoria transferului termic se ține cont de energie și se neglijează tensiunile și deformațiile. Câmpul termic în îmbinarea sudată poate fi exprimată prin specificarea fluxului termic. Majoritatea modelelor termice din literatura de specialitate se bazează exclusiv fie pe introducerea fluxului termic, prin sursa de căldură Q sau prin alegerea unui domeniu la limita băii de sudare și exprimându-se astfel fluxul q. Acestea sunt exprimate ca

funcții de timp și distanță.

Funcțiile de timp pentru încărcarea termică au fost prezentate în literatura de specialitate, fiind funcții de timp de tip trapezoidal, trapezoidal cu variație exponențială, triunghiulară etc. Aceste funcții de timp respectă timpul de sudare iar stabilirea încărcării termice se face în funcție de model (1, 2 sau 3D) și de geometria sursei termice.

În literatura de specialitate se specifică faptul că principalele fenomene apărute în transferul termic sunt cele prezentate în figura 4.15.



Fig.4.15. Principalele fenomene de care trebuie ținut cont în analiza transferului termic

## Capitolul 5 – Soluții analitice pentru predicția temperaturilor în îmbinările sudate

Câmpul termic influențează transformările de fază în timpul sudării și, prin urmare, microstructura și proprietățile mecanice ale îmbinării sudate. Este, de asemenea, responsabil pentru apariția tensiunilor reziduale și deformațiilor în îmbinările sudate.

În procesele de sudare forma câmpului termic și variația lui în timp depind de mulți factori, dar admitând unele ipoteze simplificatoare, pot fi obținute relații de calcul pentru diferite situații practice. Ipotezele simplificatoare sunt legate, în primul rând, de omogenitatea și izotropia corpurilor. În plus, corpurile care se sudează sunt infinite sau semiinfinite după cum sunt considerate plăcile, barele, respectiv, corpurile masive. Sursele termice instantanee sau permanente, fixe sau mobile influențează prin forma lor – punctiformă, liniară, plană - distribuția temperaturilor în componentele sudate [107],[108].

### 5.1. Ecuații generale pentru analiza câmpului termic

Ecuația generală a energiei, de la care se pleacă în analiza câmpurilor termice la sudare, are următoarea formă:

$$\rho c \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left( \lambda \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left( \lambda \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left( \lambda \frac{\partial T}{\partial z} \right) - \rho c \left( v_x \frac{\partial T}{\partial x} + v_y \frac{\partial T}{\partial y} + v_z \frac{\partial T}{\partial z} \right) + Q_v \quad (5.1)$$

unde  $v_x$ ,  $v_y$ ,  $v_z$  sunt componentele vitezei pe cele trei direcții.

### 5.2.2. Analiza câmpului termic tridimensional

Câmpul termic tridimensional, întâlnit la sudarea cap la cap a tablelor groase (Fig.5.2.) [44],[107], a fost analizat prima dată de Rosenthal care s-a bazat pe aceleași ipoteze simplificatoare prezentate anterior.

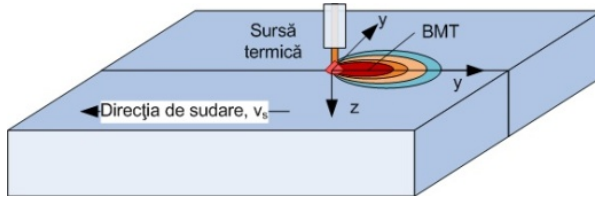


Fig.5.2. Câmp termic tridimensional la sudarea tablelor groase

În acest caz, ecuația de bilanț energetic și condițiile de contur au următoarele expresii:

$$a_s \left( \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \right) - v \frac{\partial T}{\partial x} = 0 \quad (5.12)$$

$$\lim_{R \rightarrow 0} \left( -2\pi R^2 \lambda_s \frac{\partial T}{\partial R} \right) = Q \quad \text{unde} \quad R = (x^2 + y^2 + z^2)^{1/2} \quad (5.13)$$

$$\frac{\partial T}{\partial z} = 0 \quad \text{pentru: } z = 0; \quad R > 0 \quad (5.14)$$

$$T = T_0 \quad \text{pentru: } R \rightarrow \infty \quad (5.15)$$

Soluția ecuației (5.12), care se aplică pentru estimarea câmpului termic tridimensional din îmbinările sudate, este:

$$\frac{2\pi(T - T_0)\lambda_s R}{Q} = \exp\left(\frac{v \cdot x}{2a_s}\right) k_0 \left(\frac{v \cdot (R - x)}{2a_s}\right) \quad (5.16)$$

### 5.2.3. Calculul temperaturii maxime în vecinătatea băii de metal topit

Pornind de la existența băii de metal topit și limitările soluțiilor Rosenthal, Adams a introdus o nouă condiție de contur referitoare la linia de fuziune și a stabilit relațiile pentru calculul temperaturii maxime  $T_M$  la distanța  $y$  față de interfața solid-lichid, atât pentru sudarea tablelor subțiri cât și pentru sudarea tablelor groase [44],[107]. Pentru calculul temperaturii maxime la sudarea tablelor subțiri - câmp termic bidimensional - este valabilă relația:

$$\frac{1}{T_M - T_0} = \frac{4,13v \cdot y \cdot g \cdot \rho \cdot c_s}{Q} + \frac{1}{T_{top} - T_0} \quad (5.17)$$

Pentru cazul sudării tablelor groase - câmp termic tridimensional – calculul temperaturii maxime se realizează cu relația:

$$\frac{1}{T_M - T_0} = \frac{5,44\pi\lambda_s a_s}{Q \cdot v} \left[ 2 + \left( \frac{v \cdot y}{2a_s} \right)^2 \right] + \frac{1}{T_{top} - T_0} \quad (5.18)$$

Ca și Adams, mulți cercetători au încercat să modifice soluțiile analitice ale lui Rosenthal pentru câmpurile termice bidimensionale și tridimensionale, dar fenomenele complexe care apar la solidificarea băii de metal topit și care sunt dificil de modelat au constituit, de fiecare dată, un serios obstacol în obținerea unei corelații precise între ciclurile termice calculate și măsurate în zona adiacentă băii de sudură.



#### 5.4. Cazul sursei termice mobile cu distribuție Gaussiană 3D

Goldak, Chakravarti și Bibby [34] au introdus noțiunea de sursă termică mobilă tridimensională, mult mai indicată în predicția temperaturilor din îmbinările sudate caracterizate prin valori mari ale pătrunderii, cum este cazul corpurilor semiinfinite sudate.

##### 5.4.1. Sursă termică semielipsoidală

Goldak [32] ș.a. au propus o sursă termică semielipsoidală (Fig. 5.6) cu o distribuție Gaussiană a fluxului termic ce poate fi calculat în orice punct de coordonate (x, y, z) cu relația[34]:

$$Q(x, y, z) = \frac{6\sqrt{3}\eta UI}{a_h b_h c_h \pi \sqrt{\pi}} \cdot \exp\left(-\frac{3x^2}{c_h^2} - \frac{3y^2}{a_h^2} - \frac{3z^2}{b_h^2}\right) \quad (5.22)$$

unde  $a_h, b_h, c_h$  sunt parametrii sursei termice elipsoidale prezentate în figura 5.6,  $c_{hf}=c_{hb}=c_h$  și x, y, z sunt coordonatele sursei termice mobile.

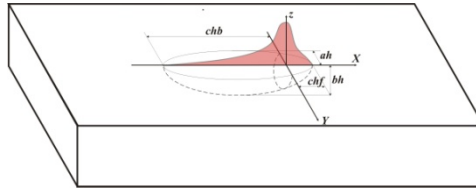


Fig. 5.6. Distribuția Gaussiană 3D a fluxului termic în cazul unei singure surse termice

#### 5.5. Simularea în Matlab a câmpului termic produs de sursa termică semielipsoidală

Pentru a stabili o legătură între resursele necesare de calcul (microprocesorul calculatorului personal cât și spațiul de depozitare pe hard disk) și simularea proceselor de sudare a existat întotdeauna o problemă greu de rezolvat. Resurse limitate au restrâns cercetătorii să contribuie în mod semnificativ în cercetările din acest domeniu. Odată cu dezvoltarea noilor tehnologii din industria TIC s-au dezvoltat și implementat noi produse software capabile să genereze și să analizeze cu elemente finite orice proces de sudare, în întreaga sa complexitate.

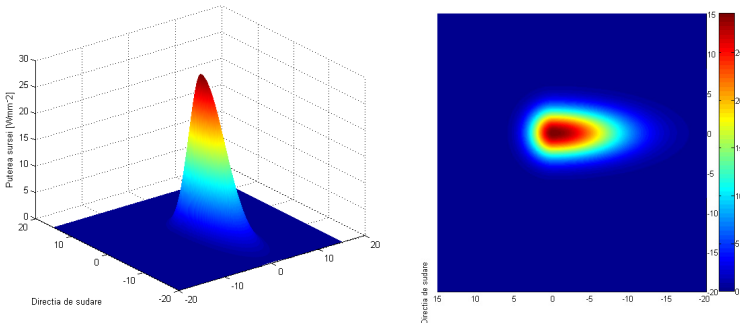


Fig. 5.8. Reprezentarea în Matlab a distribuției gaussiene a sursei termice pentru parametrii prezentați în tabelul 5.1

O soluție analitică simplă, fără aplicarea metodelor cu elemente finite, a fost dezvoltarea de coduri sursă care să genereze într-un timp extrem de scurt și cu puține resurse hardware distribuția câmpului termic, utilizat la simularea proceselor de sudare.

Un astfel de cod sursă a fost dezvoltat în Matlab [84], un program de calcul și simulare numerică, pentru distribuția Gaussiană a surselor termice, utilizând modelul și ecuațiile lui Goldak [34].

În figura 5.8 este prezentat un exemplu de câmp termic calculat și reprezentat în Matlab pentru diferiți parametri geometrici ai sursei termice.

Tabelul 5.1. Parametrii geometrici ai sursei termice MIG- caz 1

Parametrii geometrici ai sursei termice	Parametrii procesului de sudare
cf=5mm;	I=230A;
ch=15mm;	U <sub>a</sub> =29V;
b=5mm;	P=U · I;
a=6mm;	n=0,7;

## Capitolul 6 - Procedee moderne de sudare de mare productivitate

În condițiile unei producții sudate de serie mare, astăzi, calitatea este echivalentă cu sudarea robotizată. Parametrii de calitate pot fi diferiți în funcție de domeniul de aplicație și cerințele impuse. În funcție de aceștia se selectează factorii de intrare și metoda de optimizare în scopul maximizării indicatorilor de calitate. Au fost elaborate metode și dezvoltate echipamente adecvate pentru monitorizarea sudării cu arc electric. Ele urmăresc și reglează, în funcție de anumite mărimi măsurate din proces, parametrii primordiali pentru obținerea unei îmbinări de calitate.

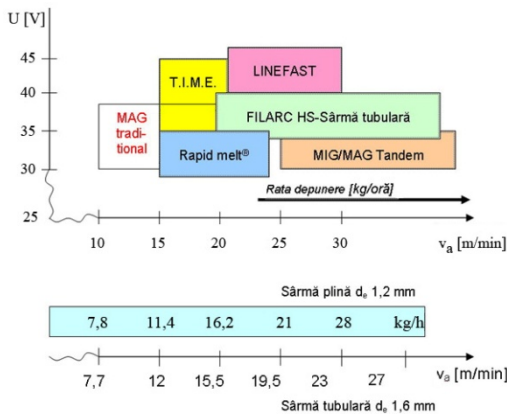


Fig. 6.1. Procedee moderne de mare productivitate

În baza cercetărilor teoretice și experimentale, au fost dezvoltate diverse modele matematice a fenomenelor din arcul de sudare. Acestea ulterior au contribuit la dezvoltarea de algoritmi de comandă a echipamentelor de sudare (îmbunătățirea calității procedurii).

Dintre procedeele clasice care asigură o calitate foarte bună a îmbinării sudate, se distinge net sudarea MAG în impulsuri sau MAG-M în regim pulsant, cu aplicații în următoarele domenii: industria auto (sudarea tablelor subțiri), sudarea țevelor (sudarea de poziție), sudarea tablelor galvanizate, a reperelor din aluminiu, titan etc. De asemenea, acest procedeu a stat la baza dezvoltării unor procedee moderne de mare productivitate (Fig.6.1)

(RAPID ARC, RAPID MELT, SHORT-ARC++, TIME, SUPERPULS, LINFAST, TWIN, TANDEM) și procedee hibride[42],[43].

## 6.2. Sudarea cu două sau mai multe sârme în mediu de gaze protectoare

Sudarea cu două sârme în mediu de gaze protectoare este una din variantele de înaltă productivitate ale procedeeului de sudare MIG/MAG[8],[23]. Introdus pentru prima oară în anii '70 acest procedeu nu a cunoscut o dezvoltare sensibilă decât la jumătatea anilor '90, când au apărut primele echipamente pentru sudare dedicate acestui procedeu. Conceperea și realizarea acestor echipamente nu a fost posibilă fără inițierea unor proiecte de cercetare în această direcție. Se poate astfel spune că apariția acestui procedeu de sudare pe piața producătorilor de structuri sudate a avut loc în ultimii 10 ani.

Principiul procedeeului constă în topirea simultană a două sârme alimentate identic sau diferit din punct de vedere al polarității și valorii curentului de sudare de la una sau două surse de sudare de curent continuu, metalul topit de la capetele sârmelor fiind transferat într-o baie comună, unică. Este astfel posibilă mărirea ratei de depunere de la 6-8 kg/h până la 18-20kg/h și mărirea vitezei de sudare de la 30-60cm/min până la 100-200cm/min[18],[67].

Prin configurația sistemului de sudare și specificitatea anumitor fenomene fizice, care sunt dezvoltate în timpul sudării, sudarea cu două sârme poate fi considerată un procedeu de sudare nou, cu aplicabilitate largă și eficiență economică ridicată. Literatura de specialitate a ultimului deceniu prezintă o serie restrânsă de articole, majoritatea bine documentate experimental, cu referire la acest procedeu, interesante fiind în primul rând domeniile în care s-a reușit aplicarea acestuia. Astfel, dacă inițial acest procedeu a fost dedicat îmbinărilor cu lungimi și grosimi mari, în prezent se aplică la grosimi coborând până la 5.5 mm /13A. Dacă inițial a fost utilizat numai la sudarea oțelurilor slab aliate, în prezent este aplicat cu succes și la sudarea oțelurilor înalt aliate, a aliajelor de aluminiu și a tablelor zincate. Construcții navale, construcții de automobile, recipiente sub presiune etc. sunt numai câteva exemple de domenii în care sudarea cu două sârme a fost aplicată cu succes.

## Capitolul 7 – Contribuții la modelarea proceselor de sudare multiarc

### 7.1. Modelarea proceselor de sudare sub strat de flux mono și biarc

Modelarea proceselor termofizice din arcul electric, și în final din baia de metal topit, reprezintă un instrument rapid de verificare a tehnologiei de sudare și estimare a extinderii zonei de influență termomecanică [16],[96]. Distribuția câmpului termic influențează direct starea de tensiuni și deformații din îmbinare și capacitatea portantă a structurilor sudate.

În acest capitol este prezentată modelarea câmpurilor termice 3D pentru sudarea cu una sau mai multe surse termice mobile. Se introduce noțiunea de sudare cu „n” sârme și „m” arce, în care  $n \geq m$ , pentru caracterizarea surselor termice.

Sudarea multiarc asigură performanțe superioare îmbinărilor sudate, din punct de vedere mecano-metalurgic, iar determinarea acestor performanțe este și unul din obiectivele urmărite în acest capitol.

Modelarea câmpurilor termice reprezintă o soluție pentru optimizarea tehnologiilor de sudare multiarc astfel încât productivitatea și proprietățile îmbinărilor sudate să fie superioare în comparație cu celelalte variante de sudare.

Se consideră că modelul termic al procesului de sudare este un proces 5D în raport cu variabilele  $x, y, z, t, T$ , unde  $t$  este timpul de sudare și  $T$  este temperatura înregistrată în timpul procesului.

În continuare se vor prezenta, pe larg, modelele propuse și dezvoltate în programul de analiză cu elemente finite CosmosM [127], pentru simularea proceselor de sudare prin topire

cu un arc electric (monoarc), două arce electrice (biarc) și patru arce electrice (multiarc).  
 Procedeele de sudare simulate sunt:

- procedeul de sudare prin topire sub strat de flux, SF;
- procedeul de sudare prin topire în mediu de gaze protectoare MIG cu electrod fuzibil.

**7.1.1. Modelarea proceselor de sudare sub strat de flux monoarc**

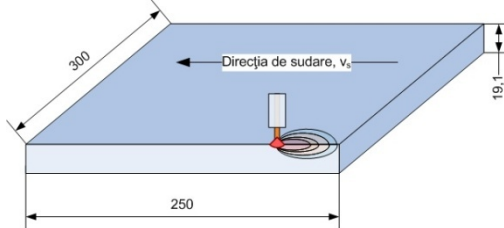
**7.1.1.1. Date de intrare**

Parametrii regimului de sudare sub strat de flux cu o sursă termică introduși în modelarea cu elemente finite sunt prezentați în tabelul 7.1.

*Tabelul 7.1. Parametrii regimului de sudare sub strat de flux monoarc*

	I [A]	U <sub>a</sub> [V]	v <sub>s</sub> [cm/min]
arc 1	850	34	50

Dimensiunile geometrice ale tablei din oțelul naval tip A36 sunt prezentate în figura 7.1. Pentru o analiză corectă a distribuției termice, aplicând metoda elementelor finite s-a ținut seama de variația proprietăților termofizice ale oțelului naval tip A36, în funcție de temperatură (căldura specifică, conductibilitatea termică, dilatarea termică și emisivitatea).



*Fig. 7.1. Dimensiunile, în [mm], a tablei din oțel naval A36*

**7.1.1.2. Ipoteze de calcul**

Pentru modelarea cu elemente finite a câmpului termic din îmbinarea sudată sub strat de flux cu o sursă mobilă s-au introdus următoarele ipoteze simplificatoare [4],[96],[107]:

- materialul de bază este considerat izotrop;
- caracteristicile termofizice sunt dependente de temperatură;
- fluxul termic are distribuție Gaussiană;
- se ține seama de modelul sursei termice a lui Goldak;
- se consideră pierderile de căldură prin convecție și radiație în mediul înconjurător;
- se neglijează mișcarea fluidului în baie;
- se neglijează influența căldurii latente de topire și solidificare.

În timpul analizei s-a urmărit variația în timp a temperaturii și a mărimii zonei de influență termo-mecanică pentru o îmbinare sudată cap la cap pentru cazul sudării sub strat de flux. Simularea transferului de căldură și distribuția temperaturilor s-a ținut seama de modelul sursei termice dezvoltat de Goldak.

În elaborarea modelului matematic, s-a ținut seama de extinderea influenței sursei termice pe cele trei direcții ale tablei și de dimensiunile și de concentrarea acesteia. S-a calculat valoarea fluxului termic, în funcție de puterea arcului și de factorii de distribuție, și a fost distribuit uniform pe suprafețele din regiunea metalului depus.

Pentru modelarea numerică a procesului de sudare cu elemente finite s-a considerat un model geometric 3D al îmbinării sudate. Datorită condițiilor de simetrie și pentru reducerea timpilor de procesare modelul geometric a fost dezvoltat doar pentru jumătate din îmbinarea sudată. Au fost corelate dimensiunile reale ale modelului geometric cu dimensiunile reale ale tablelor sudate.

Se consideră, de asemenea, că puterea sursei termice și viteza de deplasare sunt constante. În tabelul 7.2 sunt prezentate mărimile geometrice ale sursei termice.

Fluxul termic calculat în orice punct de coordonate  $x, y, z$  este de forma:

$$Q(x, y, z) = \frac{6\sqrt{3}\eta UI}{abc\pi\sqrt{\pi}} \exp\left(\frac{-3x^2}{a^2} + \frac{-3y^2}{b^2} + \frac{-3z^2}{c^2}\right) \quad (7.13)$$

Tabelul 7.2. Dimensiunile geometrice ale sursei termice

Dimensiunile sursei termice [mm]	Sursa 1
Lățimea, $a_T$	6
Lungimea, în fața sursei, $b_{Tr}$	3
Lungimea, în spatele sursei, $b_{Tf}$	9
Înălțimea, $c_T$	6

### 7.1.1.3. Definierea încărcării termice

Modelarea procesului de sudare sub strat de flux, cu un arc presupune următoarele ipoteze[107]:

1. Viteza de deplasare a sursei este considerată constantă, sursa termică avansând continuu, încălzind și topind noi zone, dar menținându-și, în același timp, influența asupra băii de metal topit create anterior.

2. Simularea deplasării sursei termice s-a realizat utilizând funcții de timp asociate fluxurilor termice distribuite diferit în fața și în spatele surselor termice, funcții care să simuleze un proces de sudare continuu pe durata de timp  $0..t_n$ . Astfel, numărul funcțiilor de timp definite corespunde numărului pozițiilor sursei termice care se deplasează de-a lungul axei longitudinale a îmbinării.

3. Fiecărei funcții de timp îi corespunde o anumită localizare a sursei termice. Funcțiile care simulează încărcarea termică, în cazul sudării studiate, sunt prezentate în figura 7.7.

4. Funcțiile de timp, asociate fluxului termic, sunt stabilite în funcție de viteza de sudare sau viteza de deplasare a sursei termice.

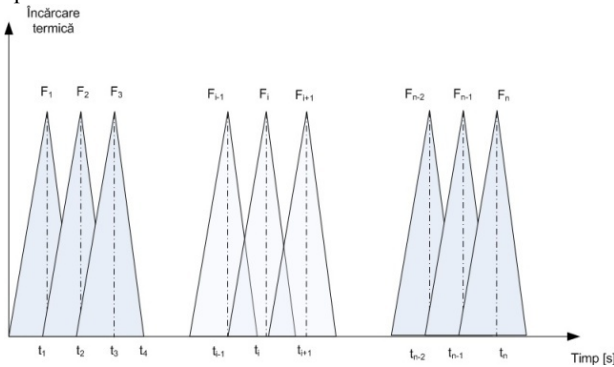


Fig. 7.7. Funcțiile de timp care simulează încărcarea termică [107]

Varianta de introducere a fluxului termic în programul de simulare CosmosM a fost cea de încărcare pe suprafețe, care simulează o jumătate de elipsoid, valorile fluxului fiind calculat cu relația 7.13.

Rețeaua de discretizare a modelului geometric, pentru analiza termică, s-a dezvoltat utilizând 4897 de suprafețe, 1500 de volume, 35344 de elemente tridimensionale și 80104 de noduri.

În continuare, se analizează distribuția temperaturilor în diferite momente ale procesului de sudare. În figurile 7.13-7.14 se prezintă câmpul termic pentru momentul  $t = 8s$ . La începutul procesului, în etapa tranzitorie, s-a observat extindere redusă a zonei de influență termo-mecanică, câmpul termic fiind dependent de timp. Din analiza cu elemente finite s-a determinat durata regimului tranzitoriu, temperatura maximă în centrul sursei fiind de  $1437^{\circ}C$ , atinsă la pasul  $t = 4,8 s$ . După  $t = 4,8 s$ , procesul devine cvasistaționar iar valorile temperaturii depășesc valoarea temperaturii de topire a oțelului A36.

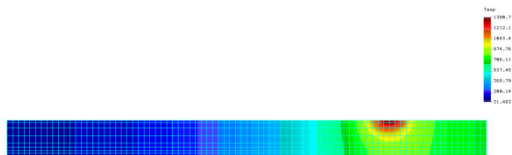


Fig. 7.13. Câmpul termic la momentul  $t = 8 s$ , secțiune transversală, regim cvasistaționar

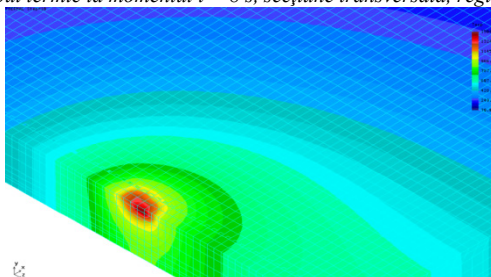


Fig. 7.14. Câmpul termic la momentul  $t = 8 s$ , vedere izometrică, regim cvasistaționar

Pentru momentul  $t = 20,8s$  s-au trasat variațiile temperaturii, localizate în îmbinarea sudată. Toate nodurile prezentate se găsesc la distanța  $d = 246mm$ , pe axa Z de deplasare a sursei termice.

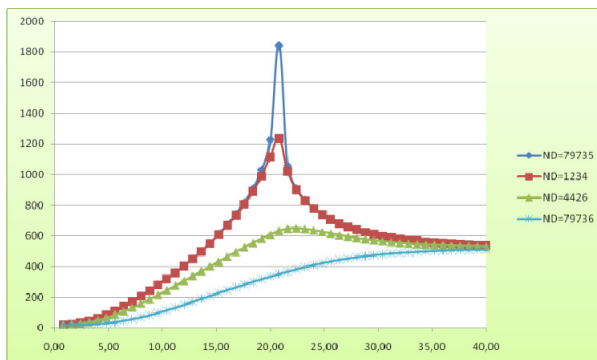


Fig. 7.18. Ciclurile termice în diferite noduri localizate pe direcția transversală a îmbinării sudate

Din figura 7.18 se observă faptul că temperatura maximă în centrul sursei 1 este de 1843°C. Se observă de asemenea, că alura ciclurilor termice la distanțe diferite, într-un plan transversal pe îmbinarea sudată, este identică cu cea a ciclului termic din centrul sursei. Cu cât ne îndepărtăm de centrul sursei termice, în secțiune transversală, valoarea temperaturii maxime scade, având însă o tendință de creștere până la valorarea temperaturii din momentul întreruperii acțiunii sursei termice. În modelare s-a considerat timpul total de analiză ca fiind timpul acțiunii celor două surse termice.

Au fost analizate mai multe tipuri de funcții care modelează matematic curba de aproximare a variației temperaturii maxime în centrul sursei de sudare atât și secțiunea transversală a tablei (Fig. 7.19). Utilizând software-ul specializat pentru prelucrări de date OriginLab[128], s-a constatat că cea mai potrivită curbă pentru aproximarea variației temperaturilor este o funcție exponențială de rang trei, cu variație neliniară, care are forma:

$$y = A_1 \cdot \exp\left(\frac{x}{t_1}\right) + A_2 \cdot \exp\left(\frac{x}{t_2}\right) + A_3 \cdot \left(\frac{x}{t_3}\right) + y_0 \quad (7.14)$$

Coefficienții care se regăsesc în relația (7.13) au valorile:

$$y_0 = 298,25819; \quad A_1 = 275,37176; \quad t_1 = -8,09565;$$

$$A_2 = 310,80743; \quad t_2 = -8,09468;$$

$$A_3 = 958,64693; \quad t_3 = -97,87445.$$

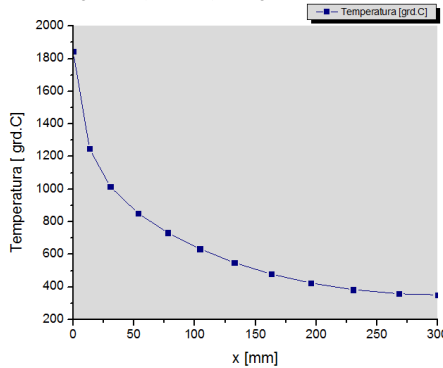


Fig.7.19. Variația temperaturii, în câmp termic cvasistaționar, în secțiunea transversală a îmbinării sudate la momentul  $t=20,8s$

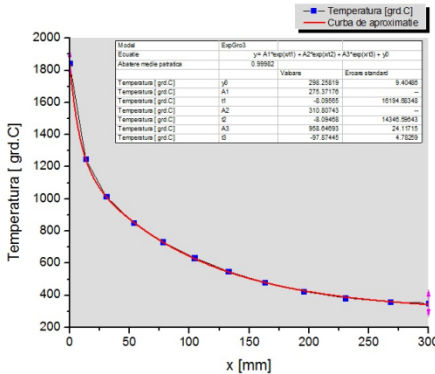


Fig.7.20. Curbă de aproximare a variației temperaturii, în câmp termic cvasistaționar, în secțiunea transversală a îmbinării sudate la momentul  $t=20,8s$

Astfel, comparând valorile calculate ( $T_{\text{calc}}$ ) cu relația matematică 7.14, pentru diferite valori ale lui  $x$ , cu cele obținute prin analiza cu element finit (MEF), se calculează erorile provocate. Se constată că eroarea maximă este de 2,364%.

Pentru oțelul naval A36, curba de aproximare a variației temperaturii în secțiunea transversală a îmbinării sudate, în funcție de distanța față de centrul sursei termice, este prezentată în figura 7.20.

#### 7.1.1.4. Calculul vitezei de încălzire/răcire în îmbinarea sudată monoarc

Răcirea materialului, după inițierea procesului de sudare duce la apariția tensiunilor și deformațiilor tablelor. Încălzirea zonelor învecinate îmbinării peste punctul AC3 și răcirea, conform ciclului termic, au ca efect apariția modificărilor structurale în aceste zone. Cumulând tensiunile și deformațiile plastice din aceste zone, rezultă că metalul din vecinătatea sudurii suferă modificări ale proprietăților mecanice, respectiv în ZIT. Zona de influență termomecanică și extinderea ei depind de caracteristicile termofizice ale metalului, de regimul de sudare aplicat și de starea inițială a metalului.

Răcirea rapidă este specifică proceselor de sudare și influențează deformațiile relative în corelație cu ciclul termic. Ciclul termic variază în funcție de poziția punctului considerat în raport cu axa îmbinării.

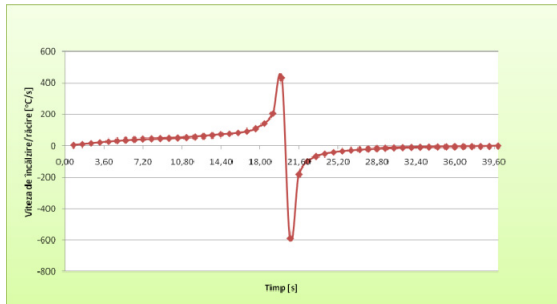


Fig. 7.21. Variația reală a vitezei de încălzire/răcire în intervale de timp de 0,8 secunde

Pentru a studia răcirea, în cazul procesului de sudare sub strat de flux, a fost considerat un număr de 50 de intervale de timp, fiecare interval având valoarea 0,8 secunde. Valoarea intervalului s-a determinat calculând raportul dintre viteza totală de sudare și numărul de pași de timp analizat.

Se consideră nodul 79735, punct localizat în sudură, pentru care s-au trasat ciclurile termice din figura 7.18 și se determină vitezele de răcire pentru fiecare interval de timp. Astfel, în figura 7.21 este prezentată variația reală a vitezei de încălzire/răcire. Se observă că viteza de încălzire are o variație pozitivă, cu o valoare maximă de 432°C/s, în timp ce viteza de răcire are o variație negativă cu o valoare maximă de 587°C/s. De asemenea, variația cea mai mare a vitezei de încălzire/răcire este în apropierea băii de metal topit, unde se ating temperaturile cele mai înalte și scade odată cu îndepărtarea față de centrul sursei termice.

#### 7.1.2. Modelarea proceselor de sudare sub strat de flux cu două arce - biarc

##### 7.1.2.1. Date de intrare

Parametrii regimului de sudare sub strat de flux cu două surse termice, respectiv cu două arce/două sârme, utilizați în modelarea procesului, sunt cei prezentați în tabelul 7.5. Grosimea tablelor sudate este de 19,1mm.



Tabelul 7.5. Parametrii regimului de sudare sub strat de flux cu două arce

	I [A]	U <sub>a</sub> [V]	v <sub>s</sub> [cm/min]	E <sub>l</sub> [kJ/cm]
arc 1	850	34	70	30,24
arc2	680	35	70	25,27

Caracteristicile geometrice ale tablei și proprietățile termofizice ale materialului de bază sunt identice cu cele prezentate în subcapitolul anterior, respectiv pentru modelarea sub strat de flux cu o sursă termică.

7.1.2.2. Definirea încărcării termice

În cazul moderării cu elemente finite cu două surse termice, biarc s-au dezvoltat două modele pentru **Caz 1** – distanța dintre surse de 50 mm și **Caz 2** – distanța dintre surse de 100mm.

În cadrul modelării procesului de sudare sub strat de flux cu două surse termice au fost considerate patru etape distincte:

1. Prima etapă se realizează atunci când sursa 1 se deplasează de-a lungul axei longitudinale cu o viteză constantă, pe o distanță de 50mm (Caz 1) și 100 mm (Caz 2).
2. A doua etapă, când sursa 1 ajunge la distanța de 50mm (Caz 1), respectiv 100 mm (Caz 2), fază în care se introduce influența celei de-a doua surse, care se deplasează cu aceeași viteză ca și sursa 1.
3. A treia etapă este etapa în care sursa 1 își încetează influența asupra metalului de bază iar sursa 2 continuă deplasarea până la capătul final al îmbinării sudate;
4. Etapa de răcire liberă a plăcii.

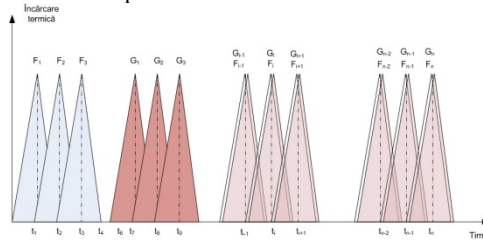


Fig. 7.23. Funcțiile de timp care simulează încărcarea termică pentru ambele surse

Dimensiunile surselor de sudare pentru simularea procesului sub strat de flux cu două arce/două sârme sunt prezentate în tabelul 7.6.

Tabelul 7.6. Dimensiunile geometrice ale surselor termice

Dimensiunile sursei termice [mm]	Sursa 1	Sursa 2
Lățimea, a <sub>T</sub>	6	9
Lungimea, în fața sursei, b <sub>TF</sub>	3	3
Lungimea, în spatele sursei, b <sub>TF</sub>	12	9
Înălțimea, c <sub>T</sub>	6	6

Varianta de introducere a fluxului termic în programul de simulare a fost cea de încărcare pe suprafețe care simulează o jumătate de elipsoid, valorile fluxului fiind calculate cu relația 7.12.

7.1.2.5. Cazul sudării sub strat de flux cu biarc la o distanță de 100 de mm (Caz 2)

Distribuția temperaturilor, în diferite momente ale procesului de sudare, este prezentată în figurile 7.40-7.46. Se prezintă câmpurile termice și distribuția termică nodală pentru diferite momente ale simulării procesului de sudare și pentru diferite puncte din îmbinarea sudată. La începutul procesului, în etapa tranzitorie, se observă o extindere redusă a zonei de influență termo-mecanică, câmpul termic fiind dependent de timp. Din analiza cu elemente finite s-a determinat durata regimului tranzitoriu, temperatura maximă în centrul sursei fiind de 1437°C, atinsă la pasul  $t = 4,8$  s. După  $t = 4,8$  s, procesul devine cvasistaționar iar valorile temperaturii depășesc valoarea temperaturii de topire a oțelului A36.

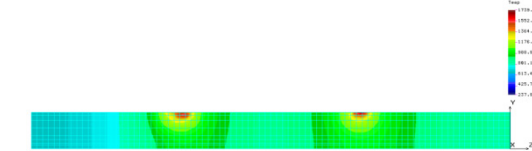


Fig. 7.42. Câmpul termic cvasistaționar la momentul  $t = 15$  s, secțiune transversală

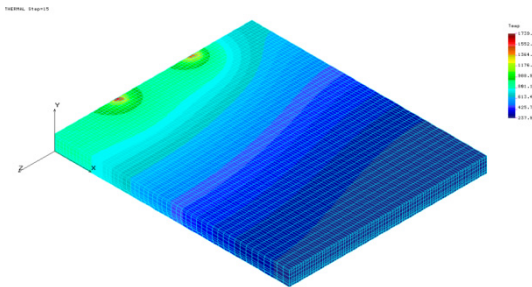


Fig. 7.43. Câmpul termic cvasistaționar la momentul  $t = 15$  s, vedere izometrică,

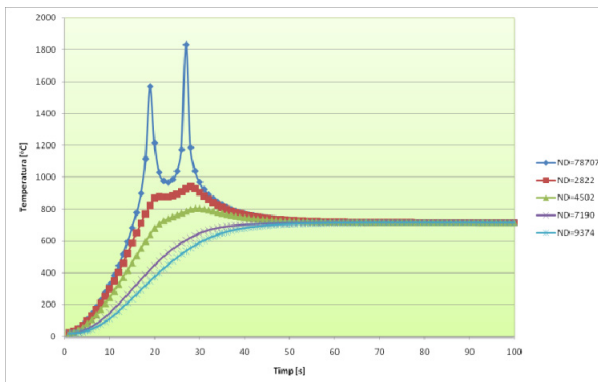


Fig. 7.47. Ciclurile termice în diferite noduri aflate pe direcție transversală îmbinării sudate

În figura 7.47 se observă că temperatura maximă în centrul sursei 1 este de 1568,8°C, iar în centrul sursei 2 este de 1832,4°C. Cu toate că puterea sursei 1 este mai mare decât puterea sursei 2 și distanța dintre surse este mai mare decât în cazul analizat în subcapitolul 7.1.2.4 se constată că în centrul sursei 2 se atinge o temperatură mai mare. Acest fenomen se

explică prin faptul că sursa 1 încălzește zone reci de-a lungul îmbinării sudate în timp ce sursa 2 parcurge zone calde, preîncălzite deja de sursa termică 1.

Forma ciclurilor termice trasate pentru nodurile plasate la distanțe diferite în planul transversal al îmbinării sudate este identică cu cea a ciclului termic din centrul surselor, iar cu cât ne îndepărtăm de sudură, acestea au o doar tendință de creștere până la valorarea temperaturii din momentul întreruperii acțiunilor celor două surse termice. În modelarea procesului s-a considerat că timpul total de analiză este identic cu timpul total de sudare.

În figura 7.48 este prezentată variația temperaturii, în câmp termic staționar, în secțiune transversală a îmbinării sudate la momentul  $t = 27s$ .

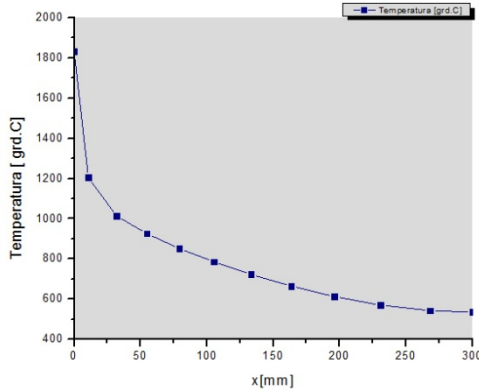


Fig. 7.48. Variația temperaturii, în câmp termic cvasistaționar, în secțiune transversală la momentul  $t=24s$

#### 7.1.2.6. Calculul vitezei de încălzire/răcire în îmbinarea sudată biarc (Caz 2)

Se consideră nodul 78707 ( $x=0$ ;  $y=19,1$ ;  $z=222mm$ ), punct plasat în sudură, în mijlocul zonei de influență a sursei 2, în care înregistrează valoarea maximă a temperaturii, pentru care s-au trasat ciclurile termice din figura 7.47, și se determină vitezele de răcire pentru diferite intervale de timp. Astfel, în figura 7.50 este prezentată variația reală a vitezei de încălzire/răcire realizată în intervale de timp de o secundă, pentru o durată de timp de 100 de secunde din procesul de sudare.

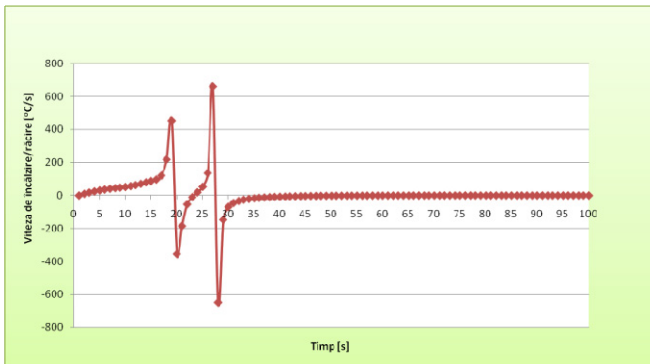


Figura 7.50. Variația reală a vitezei de încălzire/răcire în centrul surselor termice

Variația cea mai mare a vitezei de încălzire/răcire este în apropierea băii de metal topit, unde se ating temperaturile cele mai înalte și scade odată cu îndepărtarea față de centrul surselor termice. Viteza de încălzire maximă în centru sursei 1 este de 453 °C/s, iar în centrul sursei 2 de 659 °C/s, în timp ce viteza de răcire maximă este de 646 °C/s și se înregistrează în centrul sursei 2, iar în centrul sursei 1 fiind de 353 °C/s.

Se constată, de asemenea, că distanța dintre cele două arce este un factor important în variația vitezei de răcire, în cazul procesului de sudare analizat. În cazul sudării sub strat de flux biarc, în care distanța dintre arce este mai mare, caz 2 - cu sursele localizate la o distanță de 100 mm, se observă că viteza de răcire maximă are valori comparabile cu cazul sudării monoarc. Din acest motiv se observă că distanța maximă la care se pot poziționa capetele de sudare în cazul procesului SF biarc, în vederea limitării apariției constituenților fragili (bainită) care apar în cazul răcirii cu viteze mari, este de 100 mm.

## 7.2. Modelarea proceselor de sudare mono și biarc în cazul sudării MIG

### 7.2.1. Modelarea procesului de sudare MIG monoarc

#### 7.2.1.1. Date de intrare

Pentru dezvoltarea unui model matematic care să simuleze cât mai real procesul de sudare MIG monoarc, s-a ținut seama de variația proprietăților termofizice ale oțelului naval A36 cu temperatura, precum și pierderile de căldură prin convecție și radiație. Aceste variații au fost prezentate în subcapitolul 7.1.

În vederea analizei cu elemente finite a transferului termic în cazul procesului de sudare menționat s-au ales parametrii reali de sudare în vederea definirii încărcării termice. Parametrii regimului de sudare în mediu de gaze protectoare cu electrod fuzibil – MIG, cu o sursă termică, introduși în modelare, sunt cei prezentați în tabelul 7.11.

Tabelul 7.11. Parametrii regimului de sudare

	I [A]	U <sub>a</sub> [V]	v <sub>s</sub> [cm/min]
arc 1	276	35,2	36

#### 7.2.1.2. Ipoteze de calcul

Pentru modelarea cu elemente finite a câmpului termic din îmbinarea sudată în mediu de gaze protectoare inerte cu o sârmă fuzibilă s-au introdus ipotezele de calcul prezentate anterior în subcapitolul 7.2.1. În timpul analizei s-a urmărit variația în timp a temperaturii și a mărimii zonei de influență termo-mecanică pentru o îmbinare sudată cap la cap pentru cazul sudării în mediu de gaze protectoare inerte. Simularea transferului de căldură s-a realizat ținând seama de modelul sursei termice elipsoidale dezvoltat de Goldak.

S-a ținut seama de extinderea influenței sursei termice pe cele trei direcții ale tablei și de dimensiunile și concentrarea acesteia. S-a calculat valoarea fluxului termic, în funcție de puterea arcului, de factorii de distribuție, și a fost distribuit uniform pe suprafețele din regiunea metalului depus.

Pentru modelarea numerică a procesului de sudare cu elemente finite s-a considerat un model geometric 3D al îmbinării sudate. Caracteristicile geometrice ale tablei sunt prezentate în figura 7.53. Au fost corelate dimensiunile modelului geometric cu dimensiunile reale ale tablelor sudate. Se consideră, de asemenea, că puterea sursei termice și viteza de deplasare sunt constante. În tabelul 7.12 sunt prezentate mărimile geometrice ale sursei termice cu distribuția termică prezentată în figura 7.6.

Tabelul 7.12. Dimensiunile geometrice ale sursei termice

Dimensiunile sursei termice [mm]	Sursa 1
Lățimea, $a_T$	4
Lungimea, în fața sursei, $b_{TF}$	2
Lungimea, în spatele sursei, $b_{TR}$	6
Înălțimea, $c_T$	6

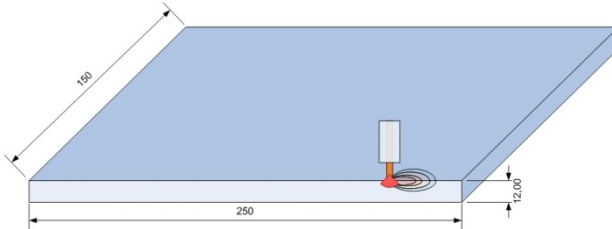


Fig. 7.53. Dimensiunile, în [mm], a tablei din oțel naval A36 în cazul sudării MIG monoarc

### 7.2.1.3. Definierea încărcării termice

Aplicarea fluxului termic în programul de simulare a fost cea de încărcare pe suprafețe, care simulează jumătate de elipsoid, valorile fluxului fiind calculat cu relația 7.13.

Pentru modelarea numerică s-a selectat elementul solid SOLID 3D, 8-20 noduri care este un element tridimensional izoparametric cu 8 până la 20 de noduri. Rețeaua de discretizare a modelului geometric, pentru analiza termică a procesului de sudare MIG, s-a dezvoltat utilizând 5518 de suprafețe, 39300 de elemente tridimensionale și 88987 de noduri.

În continuare, se analizează distribuția temperaturilor în diferite momente ale procesului de sudare. În figurile 7.57-7.60 se prezintă câmpurile termice pentru diferite momente ale simulării procesului de sudare. La începutul procesului, în etapa tranzitorie, se observă o extindere redusă a zonei de influență termo-mecanică, câmpul termic fiind dependent de timp. La stabilizarea procesului, în regim cvasistaționar, temperatura maximă în centrul sursei este peste temperatura de topire a oțelului, atinsă după pasul  $t = 6$  s. Dacă se compară imaginile din diferite momente ale procesului de simulare se poate constata faptul că baia de metal topit suferă modificări pe măsură ce câmpul termic se stabilizează.

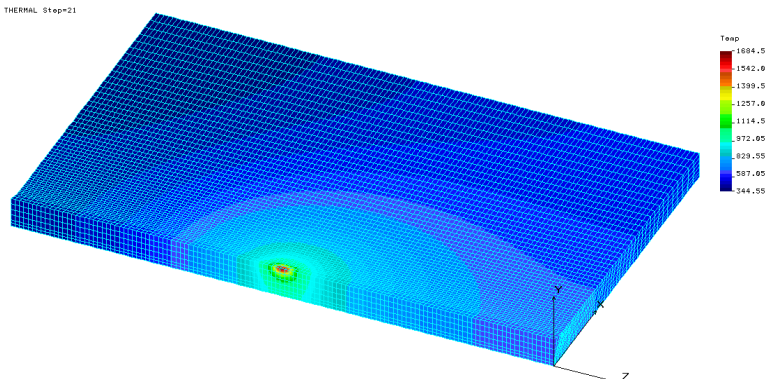


Fig. 7.59. Câmpul termic, în regim cvasistaționar, la momentul  $t = 18$  s, vedere izometrică

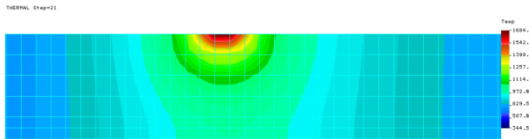


Fig. 7.60. Câmpul termic, în regim cvasistaționar, la momentul  $t = 18$  s, secțiune transversală

S-au trasat variațiile temperaturii, în mai multe puncte din îmbinarea sudată prin procedeul MIG, în vederea studierii ciclurilor termice în direcția axei longitudinale și transversale a îmbinării. În prima etapă se prezintă variația temperaturii, în câmp termic cvasistaționar, la momentul  $t = 18$ s din procesul de sudare, pe direcția grosimii tablei. Toate nodurile prezentate se găsesc la o distanță  $d = 108$ mm pe axa Z, axa de deplasare a sursei termice, respectiv pe axa longitudinală a îmbinării sudate.

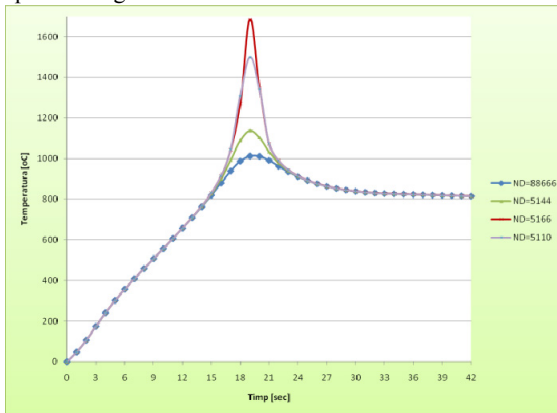


Fig. 7.61. Ciclurile termice la sudarea MIG în puncte aflate pe direcția grosimii tablei

În a doua etapă, s-au extras valorile temperaturilor, în plan transversal îmbinării sudate, la distanța  $d = 108$ mm. Se observă că temperatura maximă la timpul  $t = 18$  s se află în centrul sursei de sudare și are valoarea de  $1684^{\circ}\text{C}$ . Odată cu depărtarea de centrul sursei termice, în secțiune transversală, se observă că temperatura scade, iar la  $150$ mm pe direcția lățimii tablei, ajunge la valoarea de  $344^{\circ}\text{C}$ . În secțiune transversală, variația temperaturii la timpul  $t = 18$  s este prezentată în figura 7.62.

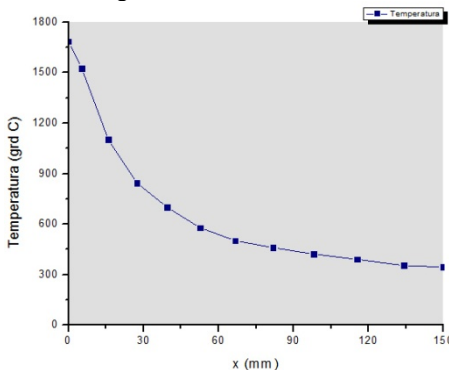


Fig. 7.62. Variația temperaturii, în secțiunea transversală a îmbinării sudate la momentul  $t=18$ s

#### 7.2.1.4. Calculul vitezei de încălzire/răcire în cazul îmbinării sudate MIG monoarc

Pentru a studia răcirea, în cazul procesului de sudare în mediu de gaze protectoare, a fost considerat un număr de 42 de intervale de timp, fiecare interval având valoarea de o secundă. Valoarea intervalului s-a determinat calculând raportul dintre viteza totală de sudare și numărul de pași de timp analizat.

Se consideră nodul 88666, punct localizat pe partea opusă a tablelor pe direcția grosimii acestora, pentru care s-a trasat ciclurile termice din figura 7.61, și se determină vitezele de răcire pentru fiecare interval de timp.

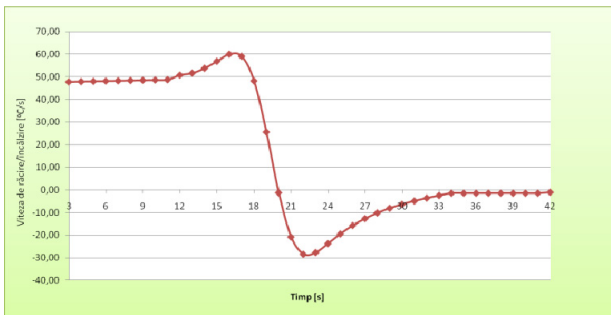


Fig. 7.64. Variația reală a vitezei de încălzire/răcire în intervale de timp de 1 secundă

Se observă că viteza de încălzire are o variație pozitivă în timp, cu o valoare maximă de 59,99°C/s, iar viteza de răcire are o variație negativă cu o valoare maximă de 28,42°C/s. De asemenea, variația cea mai mare a vitezei de încălzire/răcire este în apropierea băii de metal topit, unde se ating temperaturile cele mai înalte și scade odată cu îndepărtarea față de centrul sursei termice.

Analizând graficul din figura 7.64 se remarcă faptul că viteza de răcire în cazul sudării MIG – monoarc, cu o singură sursă termică, este mai mică decât viteza de încălzire a tablelor și astfel timpul de încălzire în cazul considerat este mult mai mic decât timpul de răcire a tablelor după procesul de sudare.

### 7.2.2. Modelarea proceselor de sudare MIG cu 2 arce - biarc

#### 7.2.2.1. Date de intrare

Pentru dezvoltarea unui model matematic care să simuleze cât mai real procesul de sudare MIG biarc, s-a ținut seama de variația proprietăților termofizice ale oțelului naval A36 cu temperatura, precum și pierderile de căldură prin convecție și radiație. Aceste variații au fost prezentate în subcapitolul 7.1.

În vederea analizei cu elemente finite a transferului termic în cazul procesului de sudare MIG biarc s-au ales parametri reali de sudare, în vederea definirii încălzirii termice. Parametrii regimului de sudare în mediu de gaze protectoare cu electrod fuzibil – MIG, cu două surse termice, introduși în modelare, sunt cei prezentați în tabelul 7.15.

Model geometric este identic cu cel prezentat în cazul simulării procesului de sudare MIG monoarc, utilizându-se același tip de discretizare, respectiv același număr de noduri, suprafețe și elemente tridimensionale. În definirea încălzirii termice s-au urmat aceleași ipoteze prezentate în cazul sudării biarc prin procedeul sub strat de flux, prezentat în subcapitolul 7.1.2.2. Distanța dintre sursele termice pentru cazul studiat este de 100mm.

Tabelul 7.15. Parametrii regimului de sudare MIG cu două arce

	I [A]	U <sub>a</sub> [V]	v <sub>s</sub> [cm/min]
arc 1	276	24,7	36
arc 2	256	35,3	36

S-au trasat variațiile temperaturii, în mai multe puncte de pe tablă în vederea studierii ciclurilor termice de-a lungul axei longitudinale și transversale a îmbinării. În continuare se va prezenta variația temperaturii, în câmp termic cvasistaționar la momentul  $t = 26$  s din procesul de sudare, pe direcția grosimii tablei. Toate nodurile prezentate se găsesc la o distanță  $d = 160$  mm pe axa Z, axa de deplasare a surselor termice. În figura 7.65 se prezintă distribuția temperaturilor pentru nodurile prezentate.

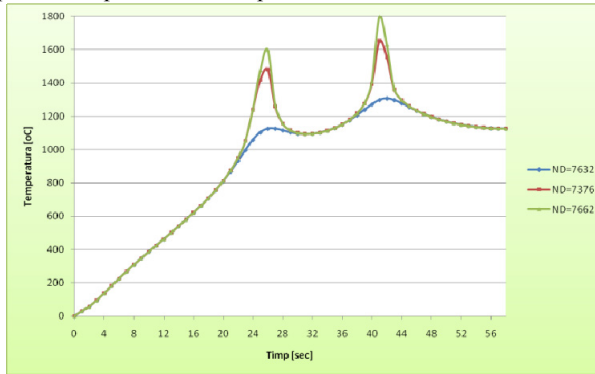


Fig. 7.65. Ciclurile termice în diferite nodurile aflate pe direcția grosimii tablei

În figura 7.65 se observă faptul că temperatura maximă în centrul sursei 1 este de  $1598,6^{\circ}\text{C}$  iar în centrul sursei 2 este de  $1798,8^{\circ}\text{C}$ . Cu toate că puterea sursei 1 este mai mare decât puterea sursei 2 și nu în centrul sursei 1 așa cum era de așteptat. Acest fenomen se explică prin faptul că sursa 1 încălzește zone reci de-a lungul îmbinării sudate, în timp ce sursa 2 parcurge zone calde, deja preîncălzite de sursa termică 1.

Se constată că forma ciclurilor termice, la distanțe diferite pe direcția grosimii tablei, este identică cu cea a ciclului termic din centrul surselor. În modelare s-a considerat timpul total de analiză ca fiind timpul acțiunii celor două surse termice, respectiv timpul total de sudare,  $t=58,33$  s.

#### 7.2.2.2. Calculul vitezei de încălzire/răcire în cazul îmbinării sudate MIG biarc

Se consideră nodul 7632 ( $x=0$ ;  $y=12$ ;  $z=160$  mm), punct plasat în îmbinarea sudată pe fața opusă a tablei, pentru care s-a trasat ciclurile termice din figura 7.65 și se determină vitezele de răcire pentru diferite intervale de timp.

Astfel, în figura 7.66 este prezentată variația vitezei de încălzire/răcire realizată în intervale de timp de o secundă, pe o durată de 58,33s, timpul total al procesului de sudare. Se observă faptul că viteza de încălzire are o variație pozitivă în timp iar viteza de răcire are o variație negativă. De asemenea, variația cea mai mare a vitezei de încălzire/răcire este în apropierea băii de metal topit, unde se ating temperaturile cele mai înalte și scade odată cu îndepărtarea față de aceasta. Viteza de încălzire maximă pe fața opusă a tablei, în dreptul 1, are valoarea de  $65,69^{\circ}\text{C/s}$ , iar viteza de răcire maximă are valoarea de  $12^{\circ}\text{C/s}$ . În dreptul



sursei 2, viteza de încălzire maximă, pe fața opusă a tablei, are valoarea de  $30^{\circ}\text{C/s}$ , în timp ce valoarea vitezei de răcire este de  $23^{\circ}\text{C/s}$ .

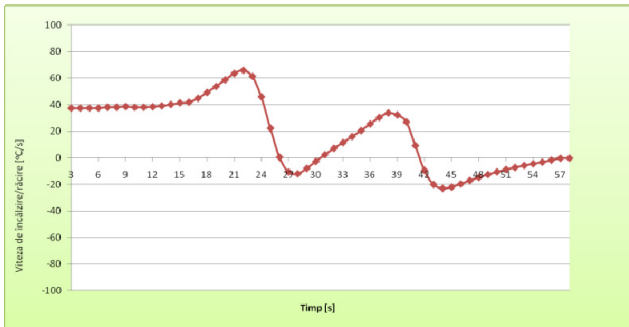


Fig. 7.66. Variația reală a vitezei de răcire realizată în intervale de timp de 1 secundă

Analizând graficele din figurile 7.64 și 7.66, se constată că viteza de răcire în cazul sudării MIG biarc are valoarea maximă de  $23^{\circ}\text{C/s}$  și este mai mică decât viteza de răcire în cazul sudării monoarc, respectiv  $28,42^{\circ}\text{C/s}$ . Acest aspect reprezintă o dovadă că procedeul de sudare MIG cu două arce este superior, nu numai din punctul de vedere al productivității dar și al calității îmbinărilor sudate, datorită limitării apariției constituenților fragili (bainită) care apar în cazul răcirii cu viteze mari.

### 7.3. Modelarea proceselor de sudare MIG cu 4 arce în baie comună

#### 7.3.1. Date de intrare

În acest subcapitol autorul propune o nouă și inovativă modelare cu elemente finite a transferului termic din procesul de sudare MIG cu patru arce, în baie comună. Modelul propus poate simula procesele de sudare TWIN, TANDEM sau TWIN TANDEM. Aceste procedee au o mare productivitate atingând viteze de sudare, în cazul tablelor subțiri, de peste  $400\text{-}500\text{cm/min}$ . Rezultatul acestor procedee este o îmbinare sudată de calitate, cu caracteristici mecano-metalurgice superioare sudării monoarc, cu rate mari de depunere și în același timp cu o stropire redusă.

În vederea simulării procesului de sudare MIG multiarc se utilizează parametrii regimului de sudare aceiași pentru toate cele 4 arce și anume:  $I = 190\text{A}$ ,  $U_a = 22\text{V}$  și  $v_s = 100\text{cm/min}$ .

Se observă faptul că viteza de sudare este superioară cazurilor sudării MIG mono sau biarc și, de asemenea, valorile tensiunii arcului și intensității curentului, pentru fiecare arc în parte, sunt inferioare. Acest lucru se explică prin faptul că energia liniară totală introdusă trebuie să fie mai mică decât suma energiilor pe fiecare arc în parte.

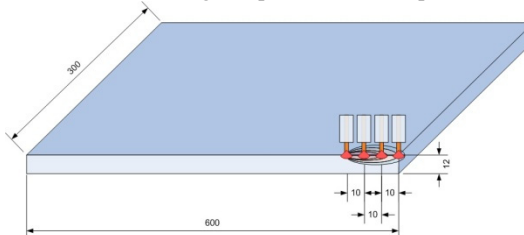


Fig. 7.67. Dimensiunile, în [mm], a tablei din oțel naval A36 în cazul sudării multiarc

Caracteristicile geometrice ale tablei și poziționarea celor patru arce în baie comună, sunt prezentate în figura 7.67.

În elaborarea modelului matematic, s-a ținut seama de extinderea influenței sursei termice pe cele trei direcții ale tablei și de dimensiunile și concentrarea acesteia. S-a calculat valoarea fluxului termic, în funcție de puterea arcului și de factorii de distribuție, și a fost distribuit uniform pe suprafețele din regiunea metalului deșus.

În modelarea numerică a procesului de sudare s-a considerat un model geometric 3D al îmbinării sudate, utilizând elementul solid SOLID 3D, 8-20 noduri care este un element tridimensional izoparametric cu 8 până la 20 de noduri. Pentru analiza transferului termic fiecare nod are un singur grad de libertate și anume temperatura. Modelul geometric propus pentru realizarea simulării procesului de sudare a fost discretizat utilizând, 3917 de suprafețe, 135739 de elemente tridimensionale și 149538 de noduri. În figura 7.68 este prezentată rețeaua de discretizare a plăcii, pentru cazul îmbinării oțelului naval A36 utilizând procedeul de sudare MIG multiarc. Sursele de sudare se deplasează de-a lungul axei X, pe granița metalului de bază.

Datorită condițiilor de simetrie și pentru reducerea timpilor de procesare modelul geometric a fost dezvoltat doar pentru jumătate din îmbinarea sudată. Au fost corelate dimensiunile reale ale modelului geometric cu dimensiunile reale ale tablelor sudate.

Distribuția temperaturilor în diferite momente ale procesului de sudare MIG cu patru arce în baie comună, cu sursele termice poziționate la distanța de 10 mm, sunt prezentate în figurile 7.70-7.77. Se prezintă câmpurile termice pentru diferite momente ale simulării procesului de sudare și pentru diferite puncte de pe tablă. La începutul procesului, în etapa tranzitorie, se observă o extindere redusă a zonei influență termo-mecanică, câmpul termic fiind dependent de timp. După stabilizarea procesului, în etapa cvasistaționară, temperatura maximă în centrul sursei 4 este de 1515 °C, atinsă la pasul  $t = 4,14$  s.

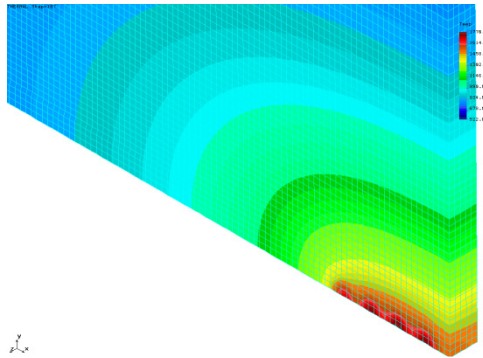


Fig. 7.75. Câmpul termic cvasistaționar la momentul  $t = 33,66$  s, vedere izometrică

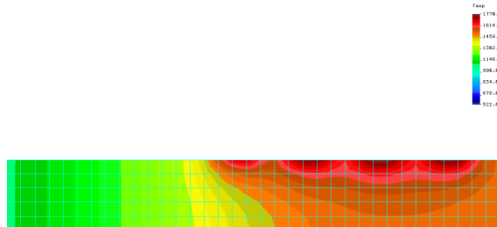


Fig. 7.77. Câmpul termic cvasistaționar la momentul  $t = 33,66$  s în secțiune transversală

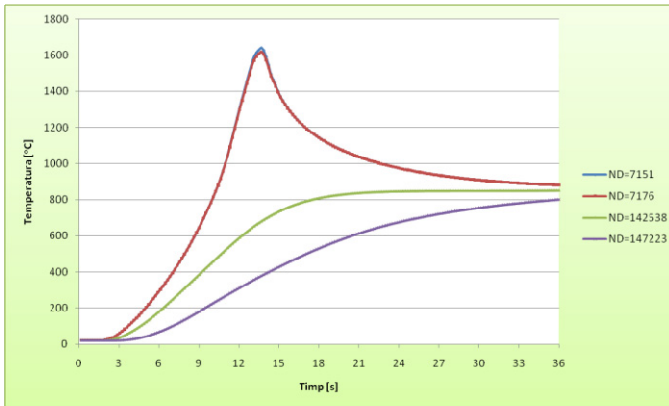


Fig. 7.78. Ciclurile termice în diferite noduri aflate pe direcția lățimii tablei

În figura 7.78 este prezentată variația temperaturii, în câmp termic cvasistaționar, în secțiunea transversală a îmbinării sudate. Toate nodurile prezentate anterior se găsesc la o distanță  $d = 200\text{mm}$  pe axa X a îmbinării sudate, respectiv pe axa longitudinală a îmbinării și la diferite distanțe pe lățimea tablei. În figura 7.79 sunt prezentate ciclurile termice extrase pentru momentul  $t = 12\text{s}$  în puncte plasate în centrul celor patru surse termice.

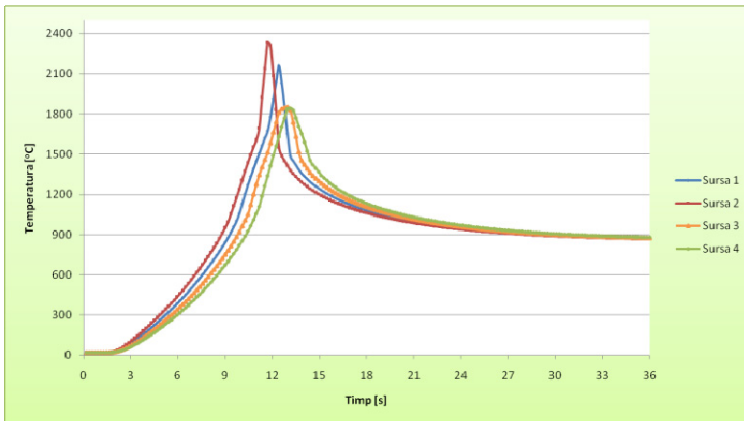


Fig. 7.79. Ciclurile termice în centrul surselor termice la momentul  $t = 12\text{ s}$

După cum se observă din figura 7.79 temperatura maximă atinsă la momentul  $t = 12\text{s}$  se află în centrul sursei 1 și are valoarea de  $2337^\circ\text{C}$ . Analizând ciclurile termice trasate pentru puncte plasate în centrele surselor 2, 3 și 4 se poate observa că temperatura maximă în centrul sursei 2 este de  $2161^\circ\text{C}$ , în centrul sursei 3 este de  $1850^\circ\text{C}$ , iar în centrul sursei 4 este de  $1845^\circ\text{C}$ .

Analizând ciclurile termice trasate utilizând modelarea cu elemente finite, și simularea proceselor de sudare MIG monoarc și multiarc, se constată faptul că sudarea cu patru surse la o distanță de  $10\text{ mm}$  una față de cealaltă poate fi considerată o sudare cu 4 arce în baie comună, datorită alurii graficului de variație a temperaturii comparabilă cu cea la sudarea cu un singur arc. Variația lină pe care o înregistrează temperatura, în cazul sudării multiarc, se

datorează distanței mici dintre sursele termice, surse termice care mențin temperatura în baia de metal, peste valoarea temperaturii de topire a materialului de bază.

### 7.3.3. Calculul vitezei de răcire la sudarea MIG cu patru arce

Se consideră nodul nod 7151 ( $x=200$ ;  $y=2$ ;  $z=0$ mm), punct plasat în baia de metal topit, pentru care s-au trasat ciclurile termice din figura 7.78, și se determină vitezele de încălzire/răcire pentru diferite intervale de timp. Astfel, în figura 7.80 este prezentată variația reală a vitezei de răcire realizată în intervale de timp de o secundă.

Se observă că viteza de încălzire are o variație pozitivă atingând valoarea maximă de  $53^{\circ}\text{C/s}$ , în timp iar viteza de răcire are o variație negativă cu o valoare maximă de  $36,6^{\circ}\text{C/sec}$ . De asemenea, variația cea mai mare a vitezei de încălzire/răcire este în apropierea băii de metal topit, unde se ating temperaturile cele mai înalte și scade odată cu îndepărtarea față de centrul surselor termice.

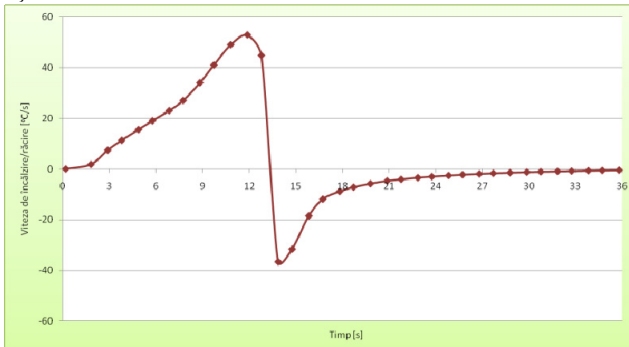


Fig. 7.80. Variația reală a vitezei de răcire în intervale de timp de o secundă

Analizând graficele din figurile 7.64 și 7.78 se poate evidenția faptul că alura curbelor de încălzire/răcire în cazul sudării MIG monoarc și multiarc, cu cele patru arce în baie comună, este identică, dar vitezele de răcire sunt cu mult mai mici în cazul sudării MIG multiarc.

## Capitolul 8 – Determinări experimentale. Validarea modelelor numerice

### 8.1. Introducere

În cadrul acestei lucrări autorul și-a propus investigarea fenomenelor complexe ale proceselor de sudare prin topire cu arc electric prin utilizarea determinărilor experimentale pe table și a modelării și simulării proceselor.

În primă fază, tehnicile de modelare și simulare au fost folosite pentru a investiga procesele de sudare cu arc și mișcarea surselor de căldură. Mai mult, tehnici experimentale sunt utilizate pentru a valida modelările și simulările efectuate. De asemenea, rezultatele experimentale oferă date de intrare pentru modelele de simulare

O vedere de ansamblu a standului experimental utilizat pentru sudarea MIG cu două arce este prezentată în figura 8.2. Rezultatele experimentale au oferit datele de intrare pentru modelele de simulare prezentate în capitolul 7.



Fig. 8.2. Vedere de ansamblu a standului experimental pentru sudarea MIG cu doua arce

Această strategie de corelare a determinărilor experimentale cu modelarea și simularea proceselor oferă o mai bună înțelegere a fenomenelor complexe ce se produc la sudarea cu arc electric și totodată oferă informații care sunt corelate cu semnificațiile industriale.

### 8.3. Determinări experimentale la sudarea MIG cu unul și două arce

#### 8.3.1. Materiale de bază și de adaos

Marca de oțel utilizată în determinările experimentale la sudarea prin procedeul MIG cu unul și două arce este oțelul naval A36 cu grosime de 12mm x 1000mm x 300 mm.

Materialele de adaos utilizate au fost:

- a) în cazul sudării cu un arc
  - o sârmă plină de 1,2 mm tip FILCORD C produsă de Ductil Buzău, fig. 8.3a;
- b) în cazul sudării cu două arce
  - o pentru primul arc, sârmă plină de 1,2 mm tip FILCORD C produsă de Ductil Buzău
  - o pentru al doilea arc, sârmă tubulară de 1,6 mm tip FLUXOFIL 19HD produs de Ductil Buzău, fig. 8.3b.

#### 8.3.2. Regimuri de sudare

În vederea realizării determinărilor experimentale s-au ales 3 table (T1, T2 și T3) cu caracteristicile dimensiunile de 1000x300x12mm. Pentru a efectua mai multe cordoane s-a ales varianta împărțirii fiecărei table în 4 părți a câte 250mm. Pentru fiecare tablă s-au efectuat cordoane de lungimea de 250mm cu regimurile de sudare prezentate în tabelul 8.5, rezultând în final un număr de 12 determinări experimentale.

Tabelul 8.5. Parametrii regimurilor de sudare

	T1		T1		T3	
	Arc 1	Arc 1	Arc 2	Arc 2	Arc 1	Arc 2
$U_a$ [V]	33,5	33,5	33,5	33,5	24,7	35,3
$I$ [A]	360	360	290	332	276	256
$v_s$ [cm/min]	100	100	42	42	36	36

#### 8.3.3. Echipamente și dispozitive utilizate la sudarea MIG

În cadrul determinărilor experimentale desfășurate în Șantierul Naval Damen Galați, s-a utilizat următoarele echipamente pentru sudare:

1. sursa de sudare Esab Aristo Lud 320, (Fig 8.6a);
2. sursa de sudare Esab Aristo LAW 520, (Fig 8.6a);

3. două tractoare de sudare tip Railtrac BV 1000 (Fig 8.8).

Sursa de sudare ESAB ARISTO LUD 320 este o sursă universală permițând sudarea prin procedeele manual cu electrozi înveliti SE și în medii de gaze protectoare cu electrod fuzibil MIG - MAG sau nefuzibil WIG .

Sursa de sudare ESAB ARISTO LAW 520 este o sursă universală permițând sudarea prin procedeele în medii de gaze protectoare cu electrod fuzibil MIG - MAG.

Pentru deplasarea celor două capete de sudare s-au utilizat elementele componente de la tractorul de sudare tip Railtrac BV 1000, ambele sisteme de fixare/deplasare a celor două capete de sudare fiind montate pe o șină comună.

### 8.5. Măsurarea temperaturilor prin termografieră la sudarea MIG mono și biarc

Pentru validarea modelului teoretic al sudării MIG cu unul și două arce s-a realizat măsurarea temperaturilor utilizând tehnica termografierii. Pentru realizarea acestui deziderat s-a utilizat pentru măsură termocamera Flir A20M. Aceasta a fost poziționată sub tablele sudate la o distanță de 450mm (Fig. 8.18). Imaginile achiziționate de termocameră au fost captate și înregistrate folosind un computer portabil, utilizând ca mijloc de comunicare portul firewire, care oferă viteze mari de achiziții fără pierderi de cadre/date. Aceste imagini obținute au servit la prelucrarea datelor și trasarea ciclurilor termice.



Fig. 8.18. Poziționarea termocamerei în cazul sudării MIG și distanța dintre capetele de sudare

#### 8.5.1. Vizualizarea câmpurilor termice prin metoda termografierii

Folosind termografieră în infraroșu s-a obținut câmpul termic pentru cazul sudării MIG a tablelor din oțel naval A36 cu grosimea de 12 mm. Acesta se prezintă sub forma unei termograme, ce cuprinde domeniul de temperaturi înregistrate de-a lungul îmbinării sudate. Imaginile obținute prezintă ciclurile termice la un anumit moment din timpul procesului de sudare. Determinările s-au făcut la temperatura mediului ambiant, 20°C, emisivitatea având valoarea de 0,7 iar distanța de la cameră la suprafața tablelor de 450 mm.

Pentru a studia variația longitudinală a temperaturii în îmbinarea sudată, a fost trasată, peste imaginea reală vizualizată prin metoda termografierii, o linie longitudinală LI01 pe direcția de sudare, specificându-se, în mod automat, valorile maxime și minime ale temperaturii după cum se observă în figura 8.20.

În figurile 8.20-8.21 se prezintă câmpul termic cu spectrul și markerii după care s-au măsurat temperaturile pentru cazul sudării prin procedeul MIG a tablelor din oțel naval A36.

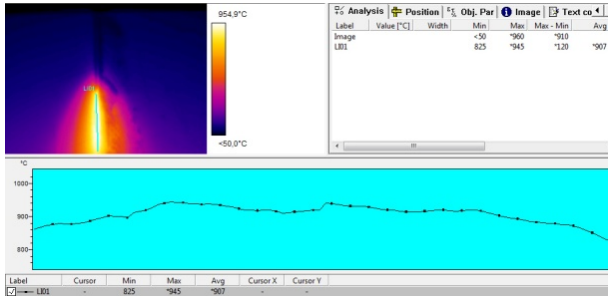


Fig. 8.20. Valorile temperaturii măsurate la  $t = 5$  s în cazul sudării MIG cu un arc

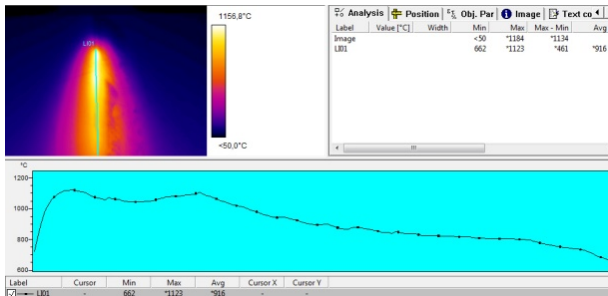


Fig. 8.21. Valorile temperaturii măsurate la  $t = 10$  s în cazul sudării MIG cu un arc

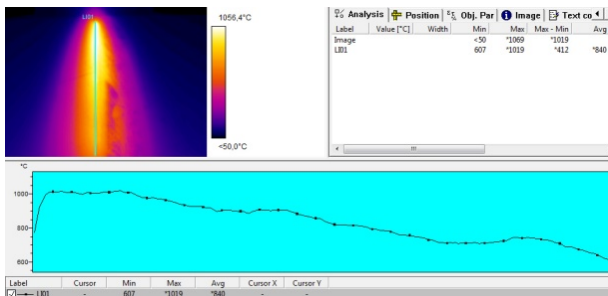


Fig. 8.22. Valorile temperaturii măsurate la  $t = 18$  s în cazul sudării MIG cu un arc

**8.5.2. Analiza comparativă a ciclurilor termice măsurate și modelate la sudarea MIG cu un arc - monoarc**

Pentru măsurarea ciclurilor termice la sudarea MIG monoarc, prin metoda termografierii s-au considerat următoarele:

- a. Camera de termografiere a fost poziționată la o distanță de 450mm sub table în dreptul rostului de sudare;
- b. Emisivitatea materialului la 25°C a fost considerată având valoarea de 0,7;
- c. Temperatura mediului ambiant a fost de 25°C;

În figura 8.23 este prezentată grafic comparația între valorile temperaturilor măsurate și obținute prin analiza cu elemente finite, pentru timpul  $t = 18$ s. În figura 8.24 este prezentată comparația între valorile măsurate și obținute prin modelarea cu element finit a vitezelor de răcire în cazul procedurii de sudare aplicat.

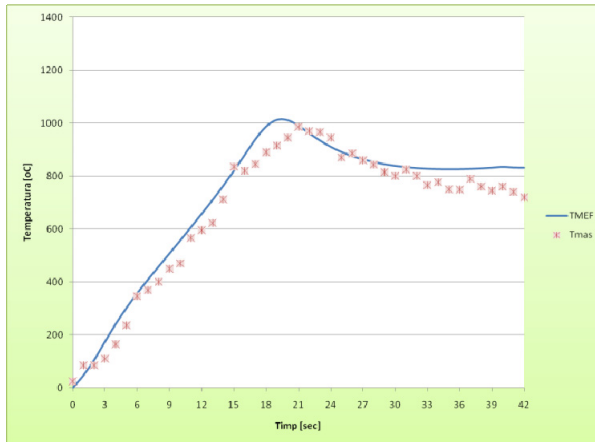


Fig. 8.23. Temperaturile măsurate și obținute prin MEF la sudarea MIG monoarc

Comparând variația temperaturii obținute prin metoda termografierii și modelarea cu elemente finite la sudarea MIG monoarc se pot trage următoarele concluzii:

- câmpul termic termografiat respectă alura și valorile câmpului termic modelat, în zona de sub cordon, respectiv pe fața opusă a tablelor sudate, pentru  $z =$  grosimea tablelor;
- valoarea maximă a temperaturii măsurate sub sursa termică, la  $t = 18s$  a fost de cca.  $1069^{\circ}C$  iar valoarea temperaturii modelate este de  $1012,4^{\circ}C$ , provocând o eroare de  $8,27\%$ ;
- erorile dintre valorile celor două cicluri termice termografiate și modelate sunt sub  $11\%$ ;
- vitezele de încălzire/răcire pentru cele momentul de timp analizat au valori apropiate, provocând erori sub  $11\%$ .

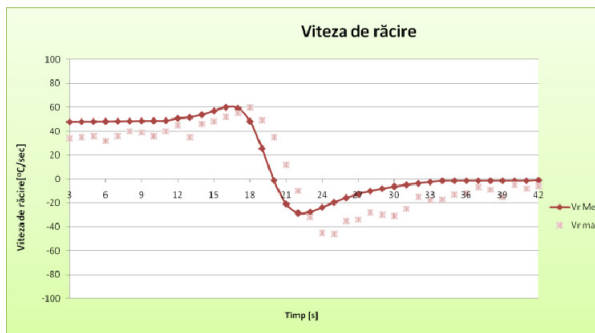


Fig. 8.24. Vitezelor de încălzire/răcire măsurate și obținute prin MEF la sudarea MIG monoarc

### 8.5.3. Analiza comparativă a ciclurilor termice măsurate și modelate la sudarea MIG cu două arce - biarc

Pentru vizualizarea câmpului termic la sudarea MIG biarc, cu parametrii regimului de sudare pentru cele două arce prezentați în tabelul 8.5 și distanța dintre arce de 100mm, s-a poziționat camera de termografiere în aceleași condiții ca la sudarea monoarc. Câmpul



termic termografiat, la diferite momente din timpul procesului de sudare, sunt prezentate în figurile 8.25-8.27.

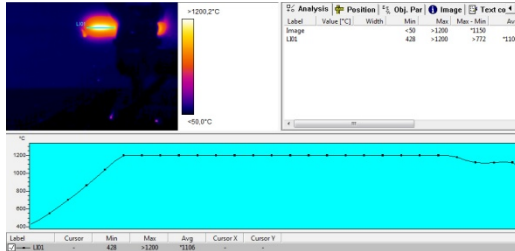


Fig. 8.25. Câmpul termic și valorile temperaturii măsurate la  $t = 10$  s, la sudarea MIG cu două arce

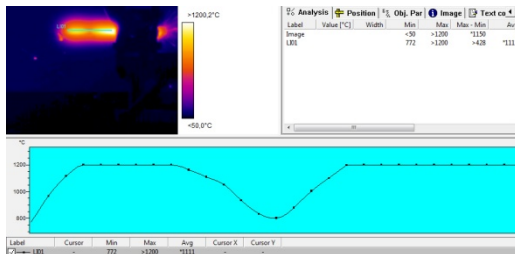


Fig. 8.26. Câmpul termic și valorile temperaturii măsurate la  $t = 18$  s, la sudarea MIG cu două arce

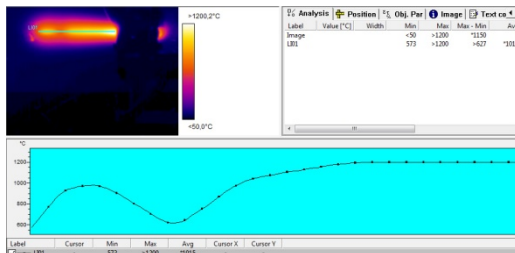


Fig. 8.27. Câmpul termic și valorile temperaturii măsurate la  $t = 25$  s, la sudarea MIG cu două arce

Câmpul termic termografiat respectă alura și valorile câmpului termic modelat, în zona de sub cordon, respectiv pe fața opusă a tablelor sudate, pentru  $z =$  grosimea tablelor;

- valoarea maximă a temperaturii termografiate sub sursa termică 1 a fost de cca. 1030°C iar valoarea temperaturii modelate este de 1126 °C;
- datorită imposibilității măsurării cu termocamera a valorilor de temperatură peste 1200°C se observă un palier în zona sursei 2, datorită faptului că temperaturile sunt peste această valoare;
- erorile de temperatură provocate de modelare și termografiere pentru primul arc sunt de cca. 12% iar pentru al doilea arc sunt de 14,5%, excluzând zona în care termocamera nu poate să măsoare temperaturi mai mari de 1200 °C;
- câmpul de erori a vitezelor de încălzire pentru ambele arce este maxim 18% în dreptul cordoanelor fiind de maxim 15%;
- vitezele de răcire sunt mai mici la sudarea biarc decât la sudarea monoarc confirmându-se ipoteza îmbunătățirii proprietăților mecanice, prin diminuarea și reducerea componenților fragili.

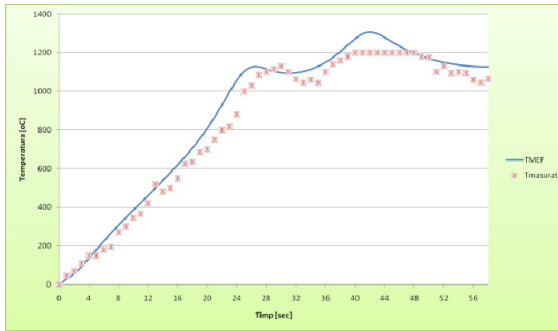


Fig. 8.28. Temperaturile măsurate și obținute prin MEF la sudarea MIG biarc

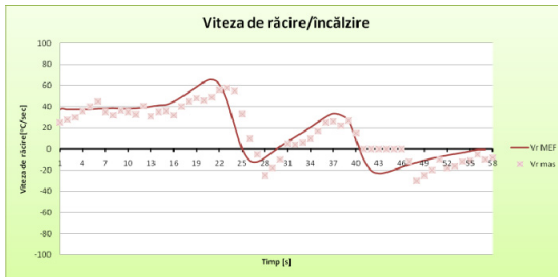


Fig. 8.29. Vitezele de încălzire/răcire măsurate și obținute prin MEF la sudarea MIG biarc

## 8.6. Determinări experimentale la sudarea sub strat de flux cu două arce

### 8.6.1. Materiale de bază și de adaos

Marca de oțel utilizată la experimentările de sudare sub strat de flux cu două arce este oțelul naval A36. Compoziția chimică și caracteristicile mecanice ale acestei mărci de oțel sunt prezentate în tabelele 8.1. și 8.2. Materialul de adaos utilizate a fost sârmă tubulară de 4mm tip OE-S2MO produs de Oerlikon.

Fluxul utilizat a fost OP119 fabricat de AIRLICQUIDE, prin reprezentantul său Ductil Buzău. Determinările experimentale s-au realizat pe table de grosime 19,1mm cu lungimea de 1000mm și lățimea de 300mm. Acestea au fost realizate cordoane de sudură utilizând procedeul strat de flux cu lungimea de 250 mm.

Parametrii de sudare utilizați pentru stratul de pe fața superioară și inferioară pentru probe sudate sunt prezentați în tabelul 8.11.

Tabelul 8.11. Parametrii regimurilor de sudare

	Fața superioară				Fața inferioară			
	P9aI'		P9bI'		P9aE'		P9bE'	
	Arc1	Arc2	Arc1	Arc2	Arc1	Arc2	Arc1	Arc2
$U_a$ [V]	34	36	34	34	35	36	34	36
$I$ [A]	700	560	750	600	800	650	850	680
$v_s$ [cm/min]	45	45	60	60	50	50	70	70

### 8.6.2. Echipamente utilizate la sudarea sub strat de flux

În cadrul determinărilor experimentale, care s-au desfășurat în Șantierul Naval Damen

Galați, s-a utilizat echipamentul de sudare sub strat de flux IMG (Fig.8.30), folosit pentru sudarea secțiilor plane. Acesta prezintă două zone distincte: zona de poziționare a tablelor și zona de fixare a acestora. Sursele de sudare utilizate au fost Idealarc AC-1200, produse de firma Lincoln.



Fig. 8.30. Echipament de sudare sub strat de flux cu două arce, tip IMG

Sursa de sudare Ideal arc AC-1200 este cea mai puternică sursă de curent alternativ pentru sudare sub strat de flux din industrie. Este dotată cu borne standard pentru conectarea a două capete de sudare în curent alternativ ce lucrează în tandem. Poate compensa variațiile tensiunii de alimentare de până la  $\pm 10\%$  din valoarea nominală, păstrând constant regimul de lucru. Totodată, are o protecție termostatică împotriva suprasarcinilor și a temperaturilor excesive.

#### ***8.6.5. Analiza comparativă a ciclurilor termice măsurate și modelate la sudarea sub strat de flux cu două arce - biarc***

Pentru validarea modelului cu element finit teoretic, în cazul sudării sub strat de flux cu două arce, s-a efectuat măsurarea temperaturilor, utilizând metoda termografierii. Pentru realizarea acestui deziderat s-a utilizat termocamera Flir A20M. Aceasta a fost poziționată pe echipamentul de sudare sub strat de flux, în spatele celor două capete de sudare la o distanță de 600mm față de al doilea cap de sudare, după aspiratorul de flux al echipamentului (Fig. 8.32). Acest lucru s-a realizat datorită imposibilității poziționării camerei în zona dintre capetele de sudare și a spațiului redus oferit de echipamentul de sudare.

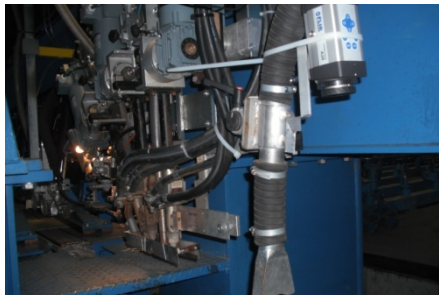


Fig. 8.32. Poziționarea termocamerei Flir A20M

Pentru măsurarea temperaturilor la sudarea sub strat de flux cu două arce, cu parametrii regimului de sudare pentru cele două arce prezenți în tabelul 8.11 și distanța dintre arce de

100mm, camera de termografiere s-a poziționat la 600 mm în spatele celei de-a doua surse, deplasându-se cu aceeași viteză cu capetele de sudare, respectiv cu viteza de sudare.

Pentru a studia variația longitudinală a temperaturii în îmbinarea sudată sub strat de flux biarc, a fost trasată, peste imaginea reală, o linie longitudinală LI01 pe direcția de sudare specificându-se, în mod automat, valorile maxime, minime și medii în plan longitudinal, fig. 8.33.b și c. În cazul fig. 8.33a s-a ales un punct SP01, aflat în centrul îmbinării sudate, căruia i se specifică valoarea instantanee a temperaturii.

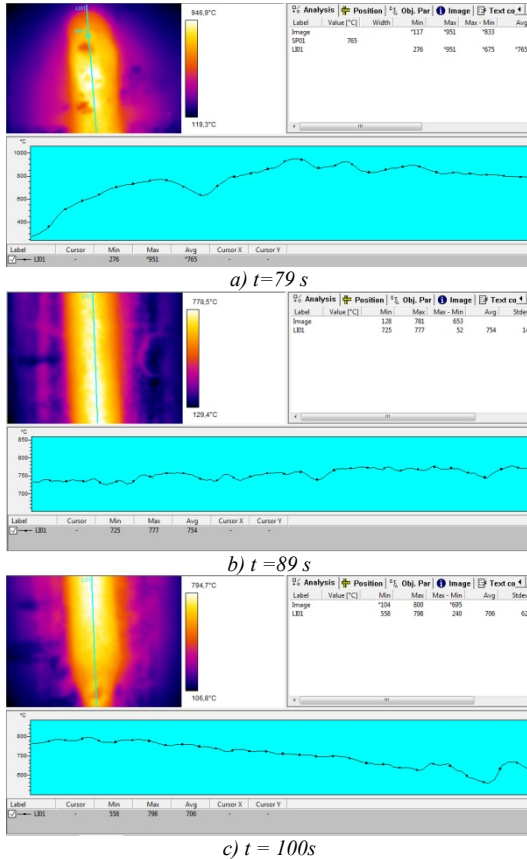


Fig. 8.33. Câmpul termic și valorile temperaturii măsurate în cazul sudării SF cu două arce

După încheierea acțiunii celei de-a doua surse termice, respectiv al doilea arc, pentru măsurarea corectă a temperaturilor s-a procedat la înlăturarea zgurii de pe porțiunea dintre al doilea arc și cameră. Camera va măsura temperatura din cordon la distanța de 600mm în spatele celei de-a doua surse și nu de pe zgura topită.

Imaginile achiziționate cu termocamera s-au înregistrat din secundă în secundă pentru întreg cordonul de sudură. Datorită poziționării termocamerei în spatele capetelor de sudare, aceasta va ajunge să măsoare temperaturile din zona îmbinării sudate după timpul  $t_i = 79\text{ s}$  de la inițierea procesului și după  $t_k = 50\text{ s}$  după încetarea acțiunii arcului 2. Astfel variația temperaturii longitudinale măsurate din zona cordonului este prezentată în figurile 8.33a-c,

pentru  $t_{sfl} = 79, 89$  și  $100$  s.

S-a extras din modelarea cu elemente finite valoarea temperaturii la distanța de 600mm de ultima sursă, aceasta fiind de  $715^{\circ}\text{C}$ . Această valoare a fost comparată cu cea măsurată la aceeași distanță, adică în dreptul camerei de termografierie (Fig. 8.34). Erorile între temperaturile modelate și măsurate s-au calculat și nu depășesc 7,5 %. Aceste diferențe sunt puse pe seama faptului că după sudare, stratul de zgură a jucat un rol de moderator, respectiv de protecție termică, menținând temperatura cordonului mai ridicată.

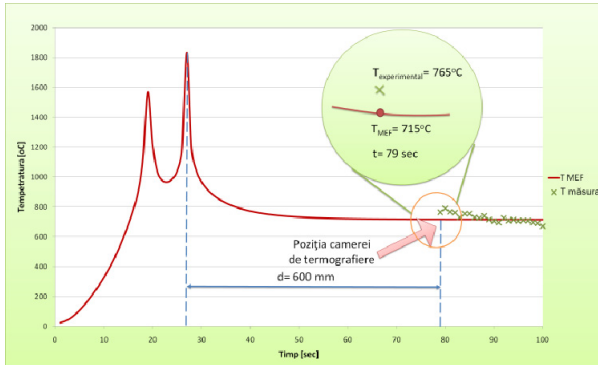


Fig. 8.34. Analiza comparativă a temperaturii obținute prin modelarea cu elemente finite și măsurate, la sudarea sub strat de flux cu două arce

## Capitolul 9 – Concluzii generale și contribuții originale

Câmpul termic este factorul determinant în stabilirea proprietăților mecano-metalurgice și în determinarea stării de tensiuni și deformații din îmbinările și din construcțiile sudate. Modelarea câmpurilor termice conduce la posibilitatea optimizării parametrilor de sudare multiarc, având drept criteriu productivitatea și proprietățile îmbinărilor sudate.

### 9.1. Concluzii generale

Modelarea matematică a câmpului termic se referă la stabilirea vectorului densitate de flux termic și a legilor transferului de căldură. Astfel pentru realizarea modelului trebuie ținut seama de ecuațiile generale ale modelului transferului termic luându-se în discuție ecuația conservării energiei, ecuația conservării masei, ecuațiile de mișcare și ecuațiile radiației termice. În vederea realizării unui model corect, care respectă realitatea trebuie impuse condițiile inițiale și de frontieră pentru domeniul studiat.

Ecuatiile transferului termic în procesele de sudare iau în considerare ecuațiile transferului termic prin conducție și convecție. Transferul termic prin radiație trebuie introdus sub forma coeficienților de corecție pentru cazul sudării barelor și plăcilor.

În cazul oțelurilor, elementele de aliere au o influență importantă asupra conductibilității termice. La valori scăzute ale proporției elementelor de aliere, conductibilitatea termică înregistrează o scădere bruscă, creșterea procentului acestora diminuând considerabil rata de scădere.

Modelarea analitică este o problemă dificilă de rezolvat, fapt pentru care s-a trecut la analiza numerică cu elemente finite a câmpurilor termice din procesele de sudare prin topire, cu arc electric. Astfel pentru analiza termică în cazul proceselor de sudare prin topire trebuie urmați următorii pași:

- stabilirea tipurilor de modele geometrice utilizate la modelarea cu element finit; dimensiunile elementelor finite influențează direct convergența soluției, deci precizia rezultatelor obținute, tendința fiind de a se adopta elemente finite cu dimensiuni cât mai mici, mai cu seamă în zonele cu variații mari ale mărimilor caracteristice ale câmpului termic;
- introducerea condițiilor de frontieră pentru analiza câmpurilor termice;
- realizarea analizei efective luând în considerare un număr de pași suficient de mare pentru a obține rezultate optime și a extrage date cât mai corecte;
- postprocesarea datelor din analiza cu elemente finite a câmpurilor termice.

În urma modelării proceselor de sudare sub strat de flux -SF și în mediu de gaze protectoare cu electrod fuzibil - MIG realizată în cadrul prezentei teze se poate concluziona astfel:

- s-au elaborat trei modele cu elemente finite pentru simularea sudării prin procedeele sub strat de flux - SF și în mediu de gaze protectoare - MIG având la bază următoarele ipoteze:
  - ✓ materialul de bază este considerat izotrop;
  - ✓ caracteristicile termofizice depind de temperatură;
  - ✓ fluxul termic are o distribuție Gaussiană;
  - ✓ s-a utilizat modelul sursei termice Goldak;
  - ✓ se consideră pierderile de căldură prin conducție, convecție și radiație;
  - ✓ se neglijează mișcarea fluidului în baie.
- s-a elaborat un model cu elemente finite identic pentru sudarea MIG mono și biarc;
- s-a elaborat un model cu elemente finite identic pentru sudarea sub strat de flux mono și biarc;
- s-a elaborat un model cu elemente finite pentru sudarea TANDEM, cu patru arce în baie comună;
- în simularea procesului de sudare s-a considerat timpul total de analiză ca fiind timpul de sudare;
- s-au trasat funcțiile de timp care simulează încărcările termice pentru una, două și patru surse de căldură;
- s-au trasat ciclurile termice pentru toate modelele menționate mai sus și s-au determinat variațiile vitezelor de răcire;
- au fost analizate mai multe tipuri de funcții care să modeleze matematic curba de aproximare a variației temperaturii în secțiunea transversală a tablei în cazul sudării sub strat de flux cu una și două sârme;
- pentru studierea vitezei de răcire s-a considerat un număr de intervale de timp egal cu valoarea raportului dintre viteza totală de sudare și numărul de pași de timp realizați în modelare;
- s-a trasat graficul gradientului de temperatură pentru cazul sudării SF cu două arce.

După elaborarea modelelor cu elemente finite pentru simularea proceselor de sudare descrise se pot trage următoarele concluzii:

- **simularea procesului de sudare sub strat de flux monoarc**
  - o în etapa tranzitorie, se observă extindere redusă a zonei de influență termomecanică, câmpul termic fiind dependent de timp;
  - o pentru timpul de sudare  $t_s=20,8s$  se atinge temperatura maximă în regim evasistaționar de 1843 °C;
  - o alura câmpurilor termice la distanțe diferite într-un plan transversal pe îmbinarea sudată este identică cu cea a ciclului termic din centrul sursei iar cu cât ne îndepărtăm de cordon acestea au o tendință de descreștere;
  - o viteza de încălzire are o variație pozitivă, cu o valoare maximă de 432°C/s, în timp

ce viteza de răcire are o variație negativă cu o valoare maximă de  $587^{\circ}\text{C/s}$ , altfel spus în centrul sursei termice viteza de răcire are o schimbare de semn, trecând de la valori pozitive în procesul de încălzire și ajungând la valori negative în cazul răcirii;

- variația cea mai mare a vitezei de încălzire/răcire este în apropierea băii de metal topit, unde se ating temperaturile cele mai înalte și scade odată cu îndepărtarea față de centrul sursei termice;
  - viteza de răcire în cazul sudării sub strat de flux cu o singură sursă termică, respectiv cu un singur arc, este mai mică decât viteza de încălzire a tablelor.
- **simularea procesului de sudare sub strat de flux biarc în băi separate, cu distanța dintre arce de 50 mm**
- temperatura prezintă două maxime, valorile mai mari obținându-se în centrul celei de-a doua surse respectiv, temperatura maximă în centrul sursei 1 este de  $1613^{\circ}\text{C}$  iar în centrul sursei 2 este de  $1907,8^{\circ}\text{C}$  atinsă la timpul de sudare  $t = 24$  s;
  - cu toate că puterea sursei 1 este mai mare decât puterea sursei 2, se observă temperatura maximă se atinge în centrul sursei 2 și nu în centrul sursei 1 cum era de așteptat; acest fenomen se explică prin faptul că sursa 1 încălzește zone reci de-a lungul îmbinării sudate, în timp ce sursa 2 parcurge zone calde, deja preîncălzite de sursa termică 1;
  - alura câmpurilor termice la distanțe diferite într-un plan transversal pe îmbinarea sudată este identică cu cea a ciclului termic din centrul surselor iar cu cât ne îndepărtăm de îmbinarea sudată acestea au o tendință de scădere;
  - viteza de încălzire maximă în centru sursei 1 este de  $425^{\circ}\text{C/s}$ , iar în centrul sursei 2 de  $669^{\circ}\text{C/s}$ , în timp ce viteza de răcire maximă este de  $450^{\circ}\text{C/s}$  și se înregistrează în centrul sursei 2, iar în centrul sursei 1 fiind de  $428^{\circ}\text{C/s}$ ;
  - viteza de răcire în cazul sudării sub strat de flux cu două surse termice, respectiv cu două arce are valoarea de  $450^{\circ}\text{C/s}$  și este mai mică decât viteza de răcire în cazul sudării cu o singură sursă termică, respectiv  $600^{\circ}\text{C/s}$ ; acest lucru confirmă faptul că procedeul de sudare sub strat de flux cu două arce este superior, nu numai din punctul de vedere al productivității dar și a calității îmbinărilor sudate datorită limitării constituenților fragili (bainită) produși de vitezele mari de răcire.
- **simularea procesului de sudare sub strat de flux biarc în băi separate, cu distanța dintre arce de 100 mm**
- temperatura prezintă două maxime, valorile mai mari obținându-se în centrul celei de-a doua surse respectiv, temperatura maximă în centrul sursei 1 este de  $1568,8^{\circ}\text{C}$ , iar în centrul sursei 2 este de  $1832,4^{\circ}\text{C}$ ;
  - ca și în cazul 1, cu toate că puterea sursei 1 este mai mare decât puterea sursei 2, se observă temperatura maximă se atinge în centrul sursei 2 și nu în centrul sursei 1 cum era de așteptat; acest fenomen se explică prin faptul că sursa 1 încălzește zone reci de-a lungul îmbinării sudate, în timp ce sursa 2 parcurge zone calde, deja preîncălzite de sursa termică 1;
  - viteza de încălzire maximă în centru sursei 1 este de  $453^{\circ}\text{C/s}$ , iar în centrul sursei 2 de  $659^{\circ}\text{C/s}$ , în timp ce viteza de răcire maximă este de  $646^{\circ}\text{C/s}$  și se înregistrează în centrul sursei 2, iar în centrul sursei 1 fiind de  $353^{\circ}\text{C/s}$ ;
  - viteza de răcire maximă are valori comparabile cu cazul sudării monoarc; din acest motiv s-a constatat că distanța maximă la care se pot poziționa capetele de sudare în cazul procesului biarc, în vederea limitării apariției constituenților fragili (bainită) care apar în cazul răcirii cu viteze mari, este de 100 mm.
- **simularea procesului de sudare MIG monoarc**
- în etapa tranzitorie, se observă extindere redusă a zonei de influență

termomecanică, câmpul termic fiind dependent de timp;

- că temperatura maximă la timpul  $t = 18$  s se află în centrul sursei de sudare și are valoarea de  $1684^{\circ}\text{C}$  în timp ce pe fața opusă tablei, la distanța de 12 mm (grosimea tablei), temperatura are valoarea de  $1010^{\circ}\text{C}$ ;
  - alura câmpurilor termice la distanțe diferite într-un plan transversal pe îmbinarea sudată este identică cu cea a ciclului termic din centrul sursei iar cu cât ne îndepărtăm de îmbinarea sudată acestea au o tendință de descreștere;
  - pe partea opusă a tablei la distanța  $d = 12\text{mm}$  (grosimea tablei), viteza de încălzire are o variație pozitivă în timp, cu o valoare maximă de  $59,99^{\circ}\text{C/s}$ , iar viteza de răcire are o variație negativă cu o valoare maximă de  $28,42^{\circ}\text{C/s}$ .
- simularea procesului de sudare MIG biarc**
- în etapa tranzitorie, se observă extindere redusă a zonei de influență termomecanică, câmpul termic fiind dependent de timp;
  - temperatura prezintă două maxime, temperatura maximă în centrul sursei 1 fiind de  $1598,6^{\circ}\text{C}$  iar în centrul sursei 2 de  $1798,8^{\circ}\text{C}$ ;
  - ca și în cazul sudării SF biarc, cu toate că puterea sursei 1 este mai mare decât puterea sursei 2, se observă temperatura maximă se atinge în centrul sursei 2 și nu în centrul sursei 1 cum era de așteptat; acest fenomen se explică prin faptul că sursa 1 încălzește zone reci de-a lungul îmbinării sudate, în timp ce sursa 2 parcurge zone calde, deja preîncălzite de sursa termică 1;
  - viteza de încălzire maximă pe fața opusă a tablei, pe direcția sursei 1, are valoarea de  $65,69^{\circ}\text{C/s}$ , iar viteza de răcire maximă are valoarea de  $12^{\circ}\text{C/s}$ ; pentru sursa 2, viteza de încălzire maximă, pe fața opusă a tablei, are valoarea de  $30^{\circ}\text{C/s}$ , în timp ce valoarea vitezei de răcire este de  $23^{\circ}\text{C/s}$ ;
  - viteza de răcire în cazul sudării MIG biarc are valoarea maximă de  $23^{\circ}\text{C/s}$  și este mai mică decât viteza de răcire în cazul sudării monoarc, respectiv  $28,42^{\circ}\text{C/s}$ ; acest aspect reprezintă o dovadă că procedeul de sudare MIG cu două arce este superior, nu numai din punctul de vedere al productivității dar și al calității îmbinărilor sudate, datorită limitării apariției constituenților fragili (bainită) care apar în cazul răcirii cu viteze mari.
- simularea procesului de sudare MIG multiarc (patru arce în baie comună)**
- modelul propus poate simula procesele de sudare TWIN, TANDEM sau TWIN TANDEM, procedee de mare productivitate atingând viteze de sudare, în cazul tablelor subțiri, de peste  $400\text{-}500\text{cm/min}$ ; rezultatul acestor procedee este o îmbinare sudată de calitate, cu caracteristici mecano-metalurgice superioare sudării monoarc, cu rate mari de depunere și în același timp cu o stropire redusă;
  - pentru a nu înregistra variații mari de temperatură în zona băii de metal topit s-au ales parametri de sudare astfel încât energia liniară totală introdusă trebuie să fie mai mică decât suma energiilor pe fiecare arc în parte, lucru regăsit și în procesele reale;
  - ciclurile termice extrase din modelarea cu elemente finite au înregistrat maxime atinse la momentul  $t = 12\text{s}$ , în centrul sursei 1 cu valoarea de  $2337^{\circ}\text{C}$ ; temperatura maximă în centrul sursei 2 este de  $2161^{\circ}\text{C}$ , în centrul sursei 3 este de  $1850^{\circ}\text{C}$ , iar în centrul sursei 4 este de  $1845^{\circ}\text{C}$ ;
  - viteza de încălzire are o variație pozitivă atingând valoarea maximă de  $53^{\circ}\text{C/s}$ , în timp iar viteza de răcire are o variație negativă cu o valoare maximă de  $36,6^{\circ}\text{C/sec}$ ; de asemenea, variația cea mai mare a vitezei de încălzire/răcire este în apropierea băii de metal topit, unde se ating temperaturile cele mai înalte și scade odată cu îndepărtarea față de centrul surselor termice.

Determinărilor experimentale pentru cazul sudării MIG mono și biarc și sub strat de flux



biarc au urmărit validarea modelelor cu elemente finite și corectitudinea simulării proceselor de sudare. S-au comparat valorile temperaturilor și vitezelor de încălzire/răcire pentru fiecare caz în parte.

Pentru determinările experimentale s-a utilizat o cameră de termografieri tip Flir A20M.

### **Caz 1. Sudarea MIG monoarc**

Pentru măsurarea ciclurilor termice la sudarea MIG monoarc și biarc, prin metoda termografierii s-au considerat următoarele:

- a. Camera de termografieri a fost poziționată la o distanță de 450mm sub tablele sudate în dreptul rostului de sudare;
- b. Emisivitatea materialului la 25°C a fost considerată având valoarea de 0,7;
- c. Temperatura mediului ambiant a fost de 25°C.

Comparând variația temperaturii obținute prin metoda termografierii și prin modelarea cu element finit la sudarea MIG monoarc se pot trage următoarele concluzii:

- câmpul termic termografiat respectă alura și valorile câmpului termic modelat, în zona de sub cordon, respectiv pe fața opusă a tablelor sudate, pentru  $z =$  grosimea tablelor;
- valoarea maximă a temperaturii măsurate sub sursa termică, la  $t = 18s$  a fost de cca. 1069°C iar valoarea temperaturii modelate este de 1012,4°C, provocând o eroare de 8,27%;
- erorile dintre valorile celor două cicluri termice termografiate și modelate sunt sub 11%;
- vitezele de încălzire/răcire pentru cele două cicluri termice măsurate și modelate sunt asemănătoare, provocând erori sub 11 %.

### **Caz 2. Sudarea MIG biarc**

Comparând variația temperaturii obținute prin metoda termografierii și modelarea cu element finit la sudarea MIG biarc se pot trage următoarele concluzii:

- valoarea maximă a temperaturii termografiate sub sursa termică 1 a fost de cca. 1030°C iar valoarea temperaturii modelate este de 1126 °C;
- datorită imposibilității măsurării cu termocamera a valorilor de temperatură peste 1200°C se observă un palier în zona sursei 2, datorită faptului că temperaturile reale peste această valoare;
- erorile de temperatură provocate de modelare și termografieri pentru primul arc sunt de cca. 12% iar pentru al doilea arc sunt de 14,5%, excluzând zona în care termocamera nu poate să măsoare temperaturi mai mari de 1200 °C;
- câmpul de erori a vitezelor de încălzire pentru ambele arce este maxim 18% iar în dreptul cordoanelor fiind de maxim 15%;
- vitezele de răcire sunt mai mici la sudarea biarc decât la sudarea monoarc, astfel, confirmându-se ipoteza îmbunătățirii proprietăților mecanice, prin diminuarea și reducerea componentilor fragili.

### **Caz 3. Sudarea sub strat de flux biarc**

În cazul sudării sub strat de flux s-a realizat validarea modelul propus urmărind următoarele considerente:

- după încheierea acțiunii celei de-a doua surse termice, respectiv al doilea arc, pentru măsurarea corectă a temperaturilor s-a procedat la înlăturarea zgurii de pe porțiunea dintre al doilea arc și cameră;
- camera a măsurat temperatura din cordon la distanța de 600 m în spatele celei de-a doua surse și nu de pe zgura topită;
- datorită poziționării termocamerei în spatele capetelor de sudare, aceasta va ajunge să măsoare temperaturile din zona îmbinării sudate după timpul  $t_i = 79s$  de la inițierea procesului și după  $t = 50s$  după încetarea acțiunii arcului 2.

Astfel comparând variația temperaturii obținute prin metoda termografierii și modelarea cu element finit la sudarea SF biarc se pot trage următoarele concluzii:

- s-a stabilit prin modelarea cu element finit valoarea temperaturii la distanța de 600mm de ultima sursă, valoarea fiind de 715°C;
  - această valoare a fost comparată cu cea măsurată la aceeași distanță, adică în dreptul camerei de termografiere, aceasta având valoarea de 765°C;
  - erorile între temperaturile modelate și măsurate s-au calculat și nu depășesc cca. 7,5 %.
- Luând în considerare concluziile prezentate mai sus, se poate spune că modelele dezvoltate pentru simularea proceselor de sudare MIG și sub strat de flux pot fi validate, obținându-se valori și distribuții apropiate de cele măsurate. Echipamentul de termografiere împreună cu softul de prelucrare a datelor constituie una dintre cele mai noi și moderne metode de vizualizare a câmpului termic la sudare. Diferențele dintre cele două metode, cea experimentală și cea cu elemente finite, au constat în temperaturi mai mari obținute prin metoda experimentală cu maxim 15%, diferență explicabilă prin prisma protecției prin flux doar a unei porțiuni de cordon, protecție ce a mărit cantitatea de căldură din îmbinare care a condus la creșterea temperaturilor.

Ținând seama de toate aspectele prezentate se poate concluziona că sudarea multiarc mărește productivitatea (rata depunerii) sudării, prin creșterea vitezei de sudare și îmbunătățește proprietățile mecanice ale îmbinării. A doua sursă termică reduce viteza de răcire și evită fragilizarea din ZIT și îmbinarea sudată și se dă posibilitatea limitării vitezei de răcire pentru evitarea componenților fragili. La sudarea multiarc viteza de răcire se micșorează.

Sudarea LASER-Hibrid este o sudare cu o singură sursă termică și se poate modela conform celor prezentate în lucrare.

## 9.2. Contribuții originale

- Elaborarea unui model matematic general tridimensional pentru analiza transferului termic în îmbinările sudate, realizate prin procedeul de sudare prin topire cu electrod fuzibil MIG și sub strat de flux SF; modelele propuse țin seama de variația proprietăților termofizice a materialului cu temperatura, distribuția diferită a fluxului termic în fața și în spatele sursei termice, de dimensiunile sursei/surselor termice și de pierderile de căldură prin convecție și radiație în timpul procesului de sudare;
- Stabilirea unor combinații ale funcțiilor de încărcare triunghiulare, asociate fluxului termic și radiației metalului de bază, care simulează un proces continuu de sudare, pentru cazul surselor termice multiple - multiarc; funcțiile dependente de timp s-au corelat cu timpul total de sudare, viteza de sudare și tipul îmbinării analizate;
- Analiza, în premieră, a câmpului termic la sudarea prin topire cu electrod fuzibil MIG și sub strat de flux SF, cu mai multe surse termice lucrând simultan;
- Analiza și interpretarea variației temperaturii, în funcție de tipul procesului de sudare și numărul surselor termice;
- Modelarea numerică și vizualizarea câmpurilor termice în îmbinările sudate pentru diferiți pași de timp, când sursele termice se deplasează pe granița comună a îmbinării;
- Analiza și interpretarea distribuției longitudinale și transversale a temperaturilor în îmbinările sudate, pentru diferiți pași de timp;
- Stabilirea unor modele matematice asociate, precum și calculul erorilor pentru aproximarea variației transversale a temperaturii în îmbinările sudate, din oțel naval A36;

- Analiza și interpretarea 3D a vitezelor de încălzire și răcire la sudarea cu mai multe surse termice, lucrând simultan; se compară sub aspectul și al vitezelor de răcire, sudarea mono și multiarc;
- Vizualizarea câmpurilor termice în cazul sudării MIG mono și biarc, prin metoda termografierii, și validarea configurației acestora pe grosimea componentelor, sub baia de sudură, în zona în care temperaturile sunt sub temperatura de topire a materialului de bază;
- Analiza și interpretarea variațiilor transversale și longitudinale ale temperaturii în îmbinările sudate, utilizând metoda termografierii;
- Modelarea dezvoltată este o modelare complexă a câmpurilor termice din îmbinările sudate și se poate considera o modelare 5D în raport cu variabilele  $x, y, z, t, T$ , unde  $t$  este timpul din procesul de sudare și  $T$  este temperatura din proces. Astfel în orice punct de coordonate  $x, y, z$  la un anumit timp  $t$  de la începerea procesului de sudare se poate determina temperatura  $T$  a acestuia.

### Bibliografie selectivă

- [3] Andersson, B.A.B., Thermal Stresses in Submerged Arc Welded Joint Considering Phase transformations, ASME Journal of Engineering Material and Technology, vol. 100, pp. 356-362, 1978.
- [4] Bîrsan D. C., Rusu C.C., Vișan D., Welding and Stress Relief Simulation of Webs and Stiffeners Joints, Proceedings of the 1th International Conference Advanced in Engineering & Management, ADEM 2010, Drobeta Turnu Severin, 19-21 mai, 2010, pag. 117-118.
- [5] Blodgett, O.W., Distortion: How to minimize it with Sound Design Practices and Controlled Welding Procedures plus Proven Methods for Straightening Distorted Members, pp. 1-19, The Lincoln Electric Company, G261.
- [16] Constantin E., Scutelnicu E., Rusu C. C., Mistodie L., Voicu C., Boazu D., FEA and experiments in case of pipelines welding, Proceedings of the 2nd South East European IIW International Congress, Welding - HIGH-TECH Technology in 21st century, Pipeline Welding Current Topic of the Region, 21st - 24th October 2010, Sofia, Bulgaria, ISBN 978-954-9322-25-5, pp. 254-257.
- [18] Constantin, E., Mistodie, L., Vișan, D., Aspecte privind posibilitățile de monitorizare a arcului de sudare prin vedere artificială, Conferință de Tehnologii Moderne de Sudare- IX, 10-11 oct. 1993 Galați, pg. 158-161.
- [22] Debicari, A., Control of Distortion and Residual Stresses in Girth Welded Pipes, Ph.D. Thesis, Massachusetts Institute of Technology, USA, 1986.
- [23] Dehelean, D., Sudarea prin topire, Editura Sudura, Timișoara, 1997.
- [25] Doan T., Tran, T.P., Vo, T.Q., Kim, I.S., Finite Element Predictions of Residual Stresses and Distorsions in T Joint Fillet Welds, The 11th Asia Pacific Industrial Engineering and Management Systems Conference, 2010.
- [28] Friedman, E., Thermo-Mechanical Analysis of the Welding Process using the Finite Element Method, ASME Journal of Pressure Vessel Technology, pp. 206-213, 1975.
- [30] Geru, N., Proprietățile metalelor și metode fizice de control, Editura Didactică și Pedagogică, București, 1967.
- [32] Goldak, J., Bibby, M., Moore, J., House, R., Patel, B., Computer Modeling of Heat Flow in Welds, Metallurgical Transactions B, vol. 17 B, pp. 587-600, 1986.
- [33] Goldak, J., Zhou, J., Breiguine, V., and Montoya, F., Thermal Stress Analysis of Welds: From melting Point to Room Temperature, JWRI, vol. 25, No. 2, pp. 1851-89, 1996.
- [34] Goldak, J., Chakravarti, A. and Bibby, M., A new Finite Element Model for Heat

Sources, Metallurgical Transactions B, vol. 15 B, pp. 299-305, 1984.

[35] Hibbitt, H.D., and Marcal, P.V., A Numerical Thermo-Mechanical Model for the Welding and Subsequent Loading of Fabricated Structure, Journal of Computers and Structures, vol. 3, pp. 1145-1174, 1973.

[36] Hibbitt, H.D., P.V. Marcal. A Numerical Thermo-mechanical Model for the Welding and Subsequent Loading of a Fabricated Structure. Journal of Computers and Structures 1973; 3: 1153-1174.

[38] Hyun, S. and Lindgren, L.E., Smoothing and Adaptive Re-meshing Schemes for Graded Elements, International Journal of Communications in Numerical Methods in Engineering., vol. 14, pp. 1-17, 2001.

[40] Iordache, O., Smigelschi, O. - Ecuatiile fenomenelor de transfer de masă și căldură, Editura Tehnică, Bucureștu, 1981.

[42] Joni N. - Soluții moderne privind implementarea roboților industriali pentru sudarea MIG/MAG și pentru procesele de tăiere, Teză de doctorat, Universitatea Transilvania Brașov, 2003.

[43] Joni, N., Trif, I.N. - Sudarea robotizată cu arc electric, Editura LuxLibris, Brașov, 2005

[44] Kou, S., Welding Metallurgy, University of Wisconsin, John Wiley & Sons, Inc., 1987

[46] Leonăchescu, N. – Termotehnică, Editura Didactică și Pedagogică, București, 1981.

[47] Lindgren L.E., Haggblad H.A., McDill J.M.J. and Oddy A.S., Automatic Re-meshing for Three-Dimensional Finite Element Simulation of Welding, Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering, vol. 147, pp. 401-409, 1997.

[48] Lindgren, L.E., Finite Element Modeling and Simulation. Part 1: Increased Complexity, Journal of Thermal Stresses, vol. 24, pp. 141-192, 2001.

[50] Lindgren, L.E., Finite Element Modeling and Simulation. Part 2: Improved Material Modeling, Journal of Thermal Stresses, vol. 24, pp. 195-231, 2001.

[51] Lindgren, L.E., Finite Element Modeling and Simulation. Part 3: Efficiency and Integration, Journal of Thermal Stresses, vol. 24, pp. 305-334, 2001.

[53] Micloși, V., Scorobetu, L., Jora, M., Miloș, L. – Bazele proceselor de sudare, Editura Didactică și Pedagogică, București, 1982.

[56] McDill, J.M and Oddy, A.S., A Non-Conforming Eight to 26-Node Hexahedron for Three Dimensional Thermal-Elasto-Plastic Finite Element Analysis, Journal of Computers and Structures, vol. 54, No. 2, pp. 183-189, 1995.

[57] McDill, J.M and Oddy, A.S., Arbitrary Coarsening for Adaptive Mesh Management in Three Dimensional Automatic Finite Element Analysis, Mathematical Modeling and Science Computing, vol. 2, pp. 1072-1077, 1993.

[58] McDill, J.M, Runnemalm, K.H. and Oddy, A.S., An 8-to-16 Node Solid Graded Shell Elements for Far-Field Applications in 3-D Thermal Mechanical FEA, 12th International Conference on Mathematical and Computer Modeling and Scientific Computing, Chicago, 1999.

[59] McDill, J.M., Goldak, J.A., Oddy, A.S., and Bibby, M J., Isoparametric Quadrilaterals and Hexahedrons for Mesh-Grading Algorithms, Communications in Applied Numerical Methods, vol. 3, pp. 155-163, 1987.

[60] McDill, J.M., Oddy, A.S. and Klien, M.E., Data Transfer for 3-D Adaptive Thermal-Elasto- Plastic Finite Element Analysis, Simulation of Materials Processing: Methods and Applications, Shen & Dawson (eds), 1995.

[61] McDill, J.M., Oddy, and Goldak, J.A., An Adaptive Mesh-management Algorithm for Three Dimensional Automatic Finite Element Analysis, Transactions of CSME, vol. 15, No. I, pp. 57-70, 1991.

[84] Qureshi, M., E., Analysis of residual stresses and distortions in circumferentially welded thin-walled cylinders, PhD Thesis, Department of Mechanical Engineering, National

University of Sciences and Technology, Rawalpindi, Pakistan, 2008

- [85] Radaj, D., Heat effects of welding: temperature field, residual stress, distortion, Springer-Verlag Berlin Heidelberg, Germany, 1992.
- [87] Ravichandran, G., Raghupathy, V.P. and Ganesan, N., Analysis of Temperature Distribution During Circumferential Welding of Cylindrical and Spherical Components using the Finite Element Method, Journal of Computer and Structures, vol. 59, No. 2, pp. 225-255, 1996.
- [88] Rosenthal, D., Mathematical theory of heat distribution during welding and cutting, Welding Journal 20(5), pag. 220s-234s., 1941.
- [90] Runnemalm, H. and Hyun, S., Three-Dimensional Welding Analysis using an Adaptive Mesh Scheme, Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering, vol. 189, pp. 515-523, 2000.
- [96] Rusu C. C., Mistodie L. R., Temperature Field Modelling of Double Arc GMAW Process, The 15th International Conference, Modern Technologies, Quality and Innovation, Modtech 2011, 25-27 mai, 2011, Vadul lui Voda, Chişinău, Republica Moldova
- [102] Rybicki, E.F., Schmueser, D.W., Stonesifer, R.W., Groom, JJ., and Mishler, H.W., A Finite Element Model for Residual Stresses and Deflections in Girth Butt Welded Pipes, Journal of Pressure Vessel Technology, vol. 100, pp. 256-262, 1978.
- [104] Sabapathy, P.N., Wahab, M.A. and Painter, M.J., Numerical Models of In Service Welding of Gas Pipeline, Journal of Materials Processing Technology, vol. 118. pp. 14-21, 2001.
- [106] Scutelnicu, E., Bazele proceselor de sudare, Editura Fundaţiei Universitare „Dunărea de Jos“, ISBN(13) 978-973-627-365-0, Galaţi, 2007.
- [107] Scutelnicu, E., Cercetări teoretice și experimentale privind procesele termice la sudarea îmbinărilor eterogene, Teză de doctorat, Universitatea „Dunărea de Jos” din Galaţi, 2003.
- [108] Scutelnicu E., Simularea prin metoda elementului finit a proceselor termice din îmbinările sudate eterogene, Editura Fundaţiei Universitare „Dunărea de Jos”, Galaţi, 2004
- [109] Seo, S.I., Yang, Y.H. and Jang C.D., Development of New Finite Element Method to Analyze Deformation of Plate due to Line heating. Journal of Ship Production, vol. 17, pp. 1-7, 2001.
- [114] Ueda, Y., and Yamakawa, T., Analysis of Thermal-Elastic Stress and Strain During Welding by Finite Element Method, JWRI, vol. 2, No. 2, 1971.
- [115] Ueda, Y., Fukuda, K., Kim, Y.C., New Measuring Method of Axis-symmetric Three-Dimensional Residual Stresses Using Inherent Strains as Parameters. Journal of Engineering Materials and Technology 1986; 108: 328-334.
- [117] Virjoghe, E. O., Modelarea numerică a câmpului electromagnetic și a câmpului termic, Colecția: Universitaria-Tehnică, Editura Bibliotheca, 2008, ISBN: 9789737123770
- [125] Yaghi, A., Becker, A., State of the Review-Welding Simulations using Finite Element Methods, Report No. FENET-UN0TT-DLE-08, School of Mechanical, Materials & Manufacturing Engineering, University of Nottingham, UK, 2004.
- [126] Yapp, D. Management of Weld Quality. Lecture Notes on Topic MAN1.5, WERC 2007, Cranfield University, Bedford, UK.
- [127] \*\*\*, COSMOS/M2.5, User Manual, 1999.
- [128] \*\*\*, OriginLab, User Manual, 2010.