

# **STUDII PRIVIND ÎMBINAREA NEDEMONTABILĂ A MATERIALELOR COMPOZITE CU MATRICE DIN ALUMINIU**

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

**Ing. Marius Călimanu**

Conducător științific:	prof.univ.dr.ing. Traian Fleșer
Referenți științifici:	prof.univ.dr.ing. Anton Hadăr
	C.S.I.dr.ing. Romulus Pascu
	prof.univ.dr.ing. Ilare Bordeășu

Ziua susținerii tezei: 13 Februarie 2014

Seriile Teze de doctorat ale UPT sunt:

- |   |  |
|---|--|
| 1. Automatică                               | 9. Inginerie Mecanică                      |
| 2. Chimie                                   | 10. Știința Calculatoarelor                |
| 3. Energetică                               | 11. Știința și Ingineria Materialelor      |
| 4. Ingineria Chimică                        | 12. Ingineria sistemelor                   |
| 5. Inginerie Civilă                         | 13. Inginerie energetică                   |
| 6. Inginerie Electrică                      | 14. Calculatoare și tehnologia informației |
| 7. Inginerie Electronică și Telecomunicații | 15. Ingineria materialelor                 |
| 8. Inginerie Industrială                    | 16. Inginerie și Management                |

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

Copyright © Editura Politehnica – Timișoara, 2014

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

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

## Cuvânt înainte

Teza de doctorat a fost elaborată pe parcursul activității mele în cadrul Departamentului de Mașini Mecanice, Utilaje și Transporturi al Universității Politehnica Timișoara.

Mulțumiri deosebite se cuvin conducătorului de doctorat prof.dr.ing. Traian FLEȘER pentru coordonarea, îndrumarea, propunerile, sugestiile, sprijinul dânsului și încrederea acordată pe tot parcursul studiilor de doctorat.

Aș dori să mulțumesc pentru ajutorul dat în realizarea părții experimentale domnului ing. Radu Cojocaru, domnului ing. Octavian Oancă, domnului ing. Cristian Ciucă, domnului Dan Pantiș, precum și conducerii Institutului National de Cercetare-Dezvoltare în Sudură și Încercări de Materiale Timișoara.

Deasemenea doresc să mulțumesc domnului ș.l. dr. ing. Dinu Gubencu, domnului dr. ing. Radu Negru, domnului Emil Șoșdean și domnului ing. Szucs Zoltan. Mulțumesc de sprijinul de care m-am bucurat pe parcursul activității din acești ani colegilor din „Catedra de Tehnologie Mecanică” departamentul Mașini Mecanice, Utilaje și Transporturi din Facultatea de Mecanică.

Mulțumesc soției mele Ioana-Monica care, pe parcursul acestor ani, m-a sprijinit permanent, m-a înțeles, m-a încurajat și m-a ajutat din toate punctele de vedere.

Timișoara, Februarie 2014

ing. Marius Călimanu  
căs. Pop-Călimanu

Călimanu, Marius

**Studii privind îmbinarea nedemontabilă a materialelor compozite cu matrice din aluminiu**

Teze de doctorat ale UPT, Seria 8, Nr. 55, Editura Politehnica, 2014, 177 pagini, 164 figuri, 18 tabele.

ISSN:1842-8967

ISBN:978-606-554-781-0

Cuvinte cheie:

Materiale compozite cu matrice metalică, sudarea prin frecare cu element rotitor, sudarea cu ultrasunete, model termic, elemente finite;

Rezumat,

Scopul principal al tezei de doctorat constă în elaborarea unor tehnologii adecvate de îmbinare prin sudare a materialelor compozite cu matrice metalică pe bază de aluminiu AA2124/SiC/25p-T4 aplicabile industrial, folosind procedeul de sudare prin frecare cu element activ rotitor (FSW), respectiv cu ultrasunete.

Pentru realizarea temei propuse, s-au efectuat studii, care au vizat abordări teoretice, (modelarea matematică a proceselor termice asociate proceselor tehnologice, aplicate prin metoda elementelor finite), respectiv confirmarea premizelor anterioare prin experimentări practice, pe baza unui program experimental. Pentru evaluarea calității îmbinărilor sudate au fost incluse examinări metalografice, încercări mecanice, analiza prin difracție cu raze X. În plus s-a realizat monitorizarea și măsurarea în situ a temperaturii în timpul proceselor de sudare, iar pentru un control riguros al procesului FSW s-a optat și pentru măsurarea consumului de energie în timpul sudării.

La sudarea cu ultrasunete s-a propus un program experimental care a avut ca scop principal studiul influenței parametrilor reglabili ai instalației asupra procesului de sudare. Prin aceasta s-a urmărit pe de o parte punerea în evidență a condițiilor limită în care procesul este realizabil, iar pe de altă parte studiul procesului de sudare.

Teza de doctorat prezintă un număr de 6 capitole dintre care 5 capitole sunt contribuții proprii a autorului și unul reprezintă o sinteză a informațiilor din literatura de specialitate referitor la modul de obținere a MMC-urilor, dificultățile îmbinării materialelor compozite cu matrice metalică, studiul actual al cercetărilor în domeniul analizei numerice a câmpului termic în domeniul proceselor de sudare prin frecare cu element activ rotitor, precum și prezentarea unui studiu pe baza unui model matematic, utilizat în soluționarea câmpului termic la sudarea FSW.

Teza de doctorat se încheie cu capitolul 6 în care se prezintă contribuțiile originale, concluziile și direcțiile viitoare de cercetare.

## CUPRINS

1. Importanța și actualitatea temei .....	17
1.1. Informații generale și aplicabilitate .....	17
1.2. Preocupări și tendințe .....	19
2. Situația actuală în domeniul materialelor compozite cu matrice metalică .....	22
2.1. Evoluția materialelor compozite.....	22
2.1.1. Componentele materialelor compozite.....	24
2.1.2. Clasificarea compozitelor .....	24
2.1.3. Rolul matricei într-un compozit.....	25
2.1.4. Materialele cu rol de matrice în compozite .....	26
2.1.5. Compozite cu matrice metalică.....	27
2.2. Soluții tehnologice aplicabile industrial privind îmbinarea materialelor compozite .....	30
2.2.1. Elemente generale.....	30
2.2.2. Comportarea la sudare .....	30
2.3. Procedee și metode de îmbinare.....	31
2.3.1. Procedee de sudare prin topire .....	32
2.3.2. Procedee de sudare în stare solidă.....	39
2.4. Modelarea termică a sudării prin frecare cu element activ rotitor .....	57
2.4.1. Generarea de căldură.....	57
2.4.2. Ecuațiile caracteristice.....	58
2.4.3. Modele termice analitice în FSW .....	59
2.4.4. Modele prescrise ale sursei de căldură la sudarea FSW .....	61
2.5. Scopul și obiectivele tezei de doctorat.....	66
3. Programul experimental.....	68
3.1. Structura programului de cercetare .....	68
3.2. Caracterizarea materialului compozit cu matrice metalică AA2124/SiC/25p-T4 .	70
3.2.1. Descriere.....	70
3.2.2. Caracteristicile materialului compozit AA2124/SiC/25p-T4 .....	71
3.2.2.1. Caracteristicile fizice .....	76
3.2.2.2. Comportarea durității în funcție de temperatură .....	78
3.2.3. Aplicații ale materialului compozit AA2124/SiC/25p-T4.....	78
3.3. Proiectarea probelor pentru îmbinările experimentale.....	78
3.4. Prezentarea echipamentului de cercetare .....	79

3.4.1. Sudarea prin frecare cu element activ rotitor a plăcilor de AA2124/SiC/25p-T4 .....	79
3.4.1.1. Descrierea constructivă și funcțională a echipamentului de sudat prin frecare cu element activ rotitor.....	80
3.4.1.2. Proiectarea uneltei de sudare a procedului FSW pentru sudarea materialului compozit AA2124/SiC/25p-T4 .....	82
3.4.1.3. Măsurarea și monitorizarea în timp real al consumului de energie al procedului FSW la sudarea AA2124/SiC/25p-T4 .....	83
3.4.1.4. Monitorizarea și măsurarea temperaturii în timpul sudării FSW a AA2124/SiC/25p-T4 prin termografie în infraroșu.....	84
3.4.2. Sudarea cu ultrasunete a benzilor de AA2124/SiC/25p-T4 .....	85
3.4.2.1. Descrierea constructivă și funcțională a echipamentului de sudat cu ultrasunete .....	86
3.4.2.2. Punerea în funcțiune a echipamentului de sudare cu ultrasunete.....	89
3.4.2.3. Monitorizarea și măsurarea temperaturii la interfața îmbinării în timpul sudării cu ultrasunete a AA2124/SiC/25p-T4 prin termografie în infraroșu.....	90
3.4.3. Analiza și optimizarea procesului de sudare cu ultrasunete a benzilor de AA2124/SiC/25p-T4 .....	91
3.4.3.1. Condițiile experimentale .....	91
3.4.3.2. Organizarea programului experimental .....	91
3.4.3.3. Programe experimentale.....	92
3.4.4. Caracterizarea metalurgică a probelor îmbinate prin procedeul FSW și ultrasunete (US) .....	95
3.4.4.1. Caracterizarea macrostructurală .....	95
3.4.4.2. Caracterizarea microstructurală .....	96
3.4.4.3. Analiza prin difracție cu raze X (XRD) .....	96
3.4.5. Caracterizarea mecanică a probelor îmbinate prin procedeul FSW și ultrasunete (US) .....	97
3.4.5.1. Încercări de microduritate.....	97
3.4.5.2. Încercarea la tracțiune statică .....	98
3.4.5.3. Încercarea la îndoire statică .....	100
3.4.6. Dezvoltarea modelului pentru sudarea FSW cap la cap a materialului compozit AA2124/SiC/25p-T4 .....	101
3.4.6.1. Modelarea termică cu elemente finite .....	101
3.4.6.2. Condițiile limită impuse procesului de modelare.....	102
3.4.6.3. Implementarea aportului de căldură în modelul termic pentru sudarea FSW cap la cap a materialului compozit AA2124/SiC/25p-T4 .....	104
3.4.6.4. Definirea studiului parametric pentru sudarea FSW cap la cap a materialului compozit AA2124/SiC/25p-T4.....	106

4. Rezultate experimentale obținute pe materialul analizat aferente procedurii FSW .....	107
4.1. Monitorizarea și măsurarea temperaturii în situ, prin termografie în infraroșu .....	107
4.2. Monitorizarea procesului FSW prin înregistrarea consumului de energie în situ .....	111
4.3. Efectul parametrilor de proces asupra macrostructurii probelor sudate FSW .....	114
4.4. Efectul parametrilor de proces asupra microstructurii probelor sudate FSW .....	118
4.5. Caracterizarea prin difracție cu raze X a îmbinărilor sudate FSW (XRD) .....	123
4.6. Evaluarea caracteristicilor mecanice a îmbinărilor sudate FSW .....	124
4.6.1. Efectul parametrilor de proces asupra microdureții probelor îmbinate .....	124
4.6.2. Efectul parametrilor de proces asupra rezistenței la rupere a probelor îmbinate FSW .....	128
4.6.3. Efectul parametrilor de proces asupra deformabilității probelor îmbinate FSW .....	131
4.7. Corelarea modelului și definirea studiului parametric la sudarea FSW a materialului compozit AA2124/SiC/25p-T4 .....	132
4.8. Rezultatele simulării sudării FSW cap la cap a AA2124/SiC/25p-T4 .....	134
4.8.1. Predicțiile termice .....	134
4.8.2. Efectul vitezei de rotație și vitezei de sudare .....	140
5. Rezultate experimentale obținute pe materialul analizat aferente procedurii de sudare cu ultrasunete (US) .....	141
5.1. Monitorizarea și măsurarea temperaturii în timpul procesului de sudare cu ultrasunete a materialului compozit AA2124/SiC/25p-T4 .....	141
5.2. Efectul parametrilor de sudare asupra macrostructurii și microstructurii probelor îmbinate cu ultrasunete .....	144
5.3. Caracterizarea mecanică a îmbinărilor realizate cu ultrasunete .....	150
5.3.1. Efectul parametrilor de proces asupra microdureții la sudarea cu ultrasunete a materialului compozit AA2124/SiC/25p-T4 .....	150
5.3.2. Efectul parametrilor de proces asupra forței de rupere la sudarea cu ultrasunete a AA2124/SiC/25p-T4 MMC .....	151
5.4. Rezultate experimentale obținute la optimizarea procesului de sudare cu ultrasunete, interpretări și concluzii .....	154
6. Concluzii, contribuții originale și direcții viitoare de cercetare .....	158
6.1. Concluzii .....	158
6.2. Contribuții personale .....	162
6.3. Direcții viitoare de cercetare .....	166
Bibliografie .....	167

## Lista de figuri

Figura 1.1. Imagini ale unor materiale compozite. a - fibră de carbon;b -Al + 20 % SiC .....	17
Figura 1.2. MMC-uri pe bază de Al armate discontinuu pentru electronică:a-componente turnate Gr <sub>p</sub> /Al;b- carcasă electronică din SiC/Al pentru diferite controlere .....	18
Figura 2.1. a- piston din Al armat parțial cu fibre scurte; b- disc de frână consolidat cu particule.....	23
Figura 2.2. Prezentarea schematică a trei forme de armături .....	24
Figura 2.3. Schema clasificării compozitelor .....	25
Figura 2.4. Pătrunderea fasciculului laser în oțelul inoxidabil în functie de putere, la diferite viteze de sudare, în comparație cu pătrunderea fasciculului de electroni ...	36
Figura 2.5. Îmbinare cu fascicul de electroni.....	38
Figura 2.6. Schema procesului de sudare prin frecare cu element activ rotitor .....	41
Figura 2.7. Etapele procesului de sudare FSW.....	42
Figura 2.8. Sudură tipică procesului FSW arătând microstructura zonelor .....	44
Figura 2.9. Configurațiile îmbinării FSW: a) Sudură cap la cap ; b) Sudură de colț cap la cap; c) Sudură „T” cap la cap; d) Sudură suprapusă; e) Sudură suprapusă multiplă; f) Sudură „T” suprapusă; g) Sudură de colț . .....	45
Figura 2.10. Schema sudării cu ultrasunete. a - schema de principiu, 1-traductorul magnetostrictiv, 2-ghidul de undă, 3-sonotroda, 4-componentele de sudat, 5-suport (masa de lucru), 6-vârful sonotrodei; b - instalație pentru sudarea cu ultrasunete	48
Figura 2.11. . Sudarea cu ultrasunete. a - prin presiune; b - în linie; c, d - în locuri greu accesibile 1 - piesa de contact, 2, 3 - piese de sudat.....	49
Figura 2.12. Variația forței de forfecare a sudurilor în funcție de amplitudinea oscilațiilor .....	51
Figura 2.13. Moduri de dispunere a sonotrodei față de componentele de sudat și de aplicare a forței de presare. M - dispozitiv suport (masa de așezare); T - traductor; GU - ghid de undă; S - sonotroda ; P - componente de sudat; F- Forța de apăsare; Me - membrană.....	52
Figura 2.14. Sudarea cu ultrasunete a metalelor: a - vibrația transversală atribuită piesei de lucru și zonei îmbinate; b - forțele normale și de forfecare care acționează asupra zonei sudate .....	53
Figura 2.15. Dezvoltarea suprafețelor de contact în sudarea cu ultrasunete : a) contactul inițial prin asperități; b) c) evoluția deformației și formării zonei îmbinate .....	53
Figura 2.16. Metalografia îmbinării cu ultrasunete .....	55
Figura 2.17. Comportarea la sudare a materialelor prin procesul de sudare cu ultrasunete .....	55
Figura 2.18. Vedere schematică a sistemelor de referință Langragiene și Euleriene	59
Figura 2.19. a) - Vedere schematică a sursei de căldură deplasându-se de-alungul liniei de îmbinare pe piesa de lucru; b) - Profilul temperaturii de-alungul axei x în diferite puncte pe axa y .....	60
Figura 2.20. a) - câmpul de temperatură pe o placă având grosimea de 3 mm; b) - diagrama conturului câmpului de temperatură.....	61
Figura 2.21. Vedere schematică analitică a geometriei uneltei (care include umăr drept și pin cilindric și contribuțiile generării de căldură de la umărul Q <sub>1</sub> , fața laterală a pinului Q <sub>2</sub> și vârful uneltei Q <sub>3</sub> ) .....	63



Figura 2.22. a) - Comparație între model și rezultatele experimentale pentru un aliaj de aluminiu 2024, îmbinare realizată la o viteză de rotație de 800 [rot/min] și o viteză de sudare de 400 [mm/min]; b) - diferența maximă de temperatură între model și măsurătorile experimentale .....	65
Figura 2.23. a) - distribuția bidimensională și b) - tridimensională a temperaturii, ce înconjoară umărul și pinul uneltei de sudare .....	65
Figura 3.1. Schema descrierii programului de lucru .....	68
Figura 3.2. Schița epruvetelor destinate încercării la tracțiune .....	70
Figura 3.3. Microstructura materialului compozit AA2124/SiC/25p-T4; MOx1050 ..	71
Figura 3.4. Prezentarea schematică a procesului de fabricație a materialului compozit AA2124/SiC/25p-T4.....	71
Figura 3.5. Rezistența la oboseală a AA2124/SiC/25p-T4 .....	73
Figura 3.6. Produse semi-fabricat din AA2124/SiC/25p-T4 .....	73
Figura 3.7. Forme extrudate din materialul compozit AA2124/SiC/25p-T4.....	74
Figura 3.8. Efectul caracteristicilor la tracțiune în funcție de creșterea temperaturii .....	74
Figura 3.9. Rezistența la rupere în funcție de temperatură a AA2124/SiC/25p-T4 .	75
Figura 3.10. Deformarea plastică a materialului compozit AA2124/SiC/25p-T4 în funcție de temperatură .....	75
Figura 3.11. a- Dependența durtății în funcție de timp și b- conductivitatea electrică în funcție de timp.....	76
Figura 3.12. Modulul de elasticitate în funcție de temperatură .....	77
Figura 3.13. Coeficientul de expansiune termică în funcție de temperatură.....	77
Figura 3.14. Conductivitatea termică în funcție de temperatură .....	77
Figura 3.15. Comportarea durtății în funcție de temperatură: a) - preîncălzit timp de 10 min.; b) - preîncălzit timp de 60 min .....	78
Figura 3.16. Echipamentul de tăiat prin electroeroziune și probele pregătite pentru sudarea FSW și ultrasunete.....	79
Figura 3.17. Placa de sprijin și sistemul de fixare .....	80
Figura 3.18. Echipamentul specializat de sudare FSW tip FSW – 4-10.....	82
Figura 3.19. Uneltele tratate termic folosite pentru procesul FSW .....	83
Figura 3.20. Etapele parcurse de către uneltele de sudare în timpul procesului de sudare FSW .....	84
Figura 3.21. Multimetrul UT70B și interfața sistemului de achiziție a datelor.....	84
Figura 3.22. Schema de poziționare a camerei termografice pe echipamentul FSW .	85
Figura 3.23. Punctele de măsurare văzute pe imaginea în infraroșu.....	85
Figura 3.24. Echipamentul de sudare cu ultrasunete.....	87
Figura 3.25. Ansamblu rezonator mecanic.....	87
Figura 3.26. Dispozitivare la sudare: 1- nicovală; 2- poziționare axă Z; 3- batiu...	88
Figura 3.27. Schema de poziționare a camerei termografice la sudarea cu ultrasunete .....	90
Figura 3.28. Zona de măsurare a temperaturii văzute pe imaginea în infraroșu ....	90
Figura 3.29. Microscop digital 3D Hirox.....	96
Figura 3.30. Difractometru Xpert Pro.....	97
Figura 3.31. Amplasarea urmelor la măsurarea durtății probelor sudate prin procedeul FSW .....	97
Figura 3.32. Amplasarea urmelor la măsurarea durtății probelor sudate cu ultrasunete .....	98
Figura 3.33. Geometria și schema de prelevare a probelor destinate încercărilor de tracțiune sudate FSW .....	98

Figura 3.34. Probe destinate încercărilor de tracțiune prelevate din diverse zone ale îmbinărilor .....	99
Figura 3.35. Pregătirea experimentului pentru încercarea la tracțiune a probelor sudate FSW.....	99
Figura 3.36. Dimensiunile probelor îmbinate cu ultrasunete încercate la tracțiune statică .....	99
Figura 3.37. Setarea experimentului pentru încercarea la tracțiune a probelor sudate cu ultrasunete .....	100
Figura 3.38. Pregătirea experimentului pentru încercarea la îndoire a probelor sudate FSW.....	100
Figura 3.39. Reprezentarea schematică a condițiilor limită pentru simulare. ....	103
Figura 3.40. Geometria discretizării utilizate în modelul termic .....	104
Figura 4.1. Schemă reprezentând punctele de măsurare a temperaturii în timpul sudării FSW.....	107
Figura 4.2. Rezultatul macrostructurei probei P1.....	108
Figura 4.3. Evoluția temperaturii în timpul procesului FSW în zone diferite ale îmbinării sudate, la proba 1. Parametrii de sudare: $V_{rot} = 1000$ rot/min ; $V_{sud} = 50$ mm/min .....	108
Figura 4.4. Evoluția temperaturii în timpul procesului FSW în zone diferite ale îmbinării sudate. proba 2. Parametrii de sudare: $V_{rot} = 1000$ rot/min ; $V_{sud} = 50$ mm/min .....	109
Figura 4.5. Evoluția temperaturii în timpul procesului FSW în zone diferite ale îmbinării sudate, proba 3-4. Parametrii de sudare: $V_{rot} = 1100$ rot/min ; $V_{sud} = 70 / 100$ mm/min .....	109
Figura 4.6. Evoluția temperaturii în timpul procesului FSW în zone diferite ale îmbinării sudate, proba 5. Parametrii de sudare: $V_{rot} = 1200$ rot/min ; $V_{sud} = 100$ mm/min .....	110
Figura 4.7. Evoluția temperaturii în timpul procesului FSW în zone diferite ale îmbinării sudate, proba 6. Parametrii de sudare: $V_{rot} = 800$ rot/min ; $V_{sud} = 150$ mm/min .....	110
Figura 4.8. Evoluția intensității curentului electric la M2, proba P1. $V_{rot} = 1000$ rot/min; $V_{sud} = 50$ mm/min.....	111
Figura 4.9. Evoluția intensității curentului electric la M2, proba P2. $V_{rot} = 1000$ rot/min; $V_{sud} = 50$ mm/min.....	112
Figura 4.10. Evoluția intensității curentului electric la M2, proba P3-4. $V_{rot} = 1100$ rot/min; $V_{sud} = 70 / 100$ mm/min .....	112
Figura 4.11. Evoluția intensității curentului electric la M2, proba P5. $V_{rot} = 1200$ rot/min; $V_{sud} = 100$ mm/min .....	113
Figura 4.12. Evoluția intensității curentului electric la M2, proba P6. $V_{rot} = 800$ rot/min; $V_{sud} = 150$ mm/min .....	113
Figura 4.13. Aspectul îmbinării sudate ( $V_{rot} = 1000$ rot/min; $V_{sud} = 50$ mm/min)..	114
Figura 4.14. Macrostructura probei P1 la diferite distanțe de începutul îmbinării..	114
Figura 4.15. Aspectul îmbinării sudate P2. ( $V_{rot} = 1000$ rot/min; $V_{sud} = 50$ mm/min) .....	115
Figura 4.16. Macrostructura probei P2 la diferite distanțe de începutul îmbinării..	115
Figura 4.17. Aspectul îmbinării sudate ( $V_{rot} = 1100$ rot/min; $V_{sud} = 70 / 100$ mm/min) .....	115
Figura 4.18. Macrostructura probei P3-4 la diferite distanțe de începutul îmbinării	116
Figura 4.19. Aspectul îmbinării sudate ( $V_{rot} = 1200$ rot/min; $V_{sud} = 100$ mm/min)	116
Figura 4.20. Macrostructura probei P5 la diferite distanțe de începutul îmbinării..	117
Figura 4.21. Aspectul îmbinării sudate ( $V_{rot} = 800$ rot/min; $V_{sud} = 150$ mm/min).	117

Figura 4.22. Macrostructura probei P6 la diferite distanțe de începutul îmbinării..	117
Figura 4.23. Aspectul macrografic a îmbinării, proba P2.....	118
Figura 4.24. Microstructura îmbinării FSW, proba P2: a- zona amestecată (SZ); b- TMAZ; c- HAZ; d- BM x1050 .....	119
Figura 4.25. Imagine macrografică cu zone ale regiunii de sudare, proba P6. ....	119
Figura 4.26. Microstructura îmbinării FSW, proba P6: a- zona amestecată (SZ); b- TMAZ; c- HAZ; d- BM x1050.....	119
Figura 4.27. Microstructura zonei de tranziție a probei P2: a- x350; b- x1050 ....	120
Figura 4.28. Microstructura zonei de tranziție a probei P6: a- x350; b- x1050 ....	120
Figura 4.29. Imaginea SEM și diagrama EDS realizată în materialul de bază.....	121
Figura 4.30. Imaginea SEM și diagrama EDS realizată în zona amestecată a îmbinării P2.....	122
Figura 4.31. Imaginea SEM și diagrama EDS realizată în zona amestecată a îmbinării P6.....	123
Figura 4.32. Analiza prin difracție cu raze X a materialului de bază AA2124/SiC/25p-T4.....	123
Figura 4.33. Analiza prin difracție cu raze X a probei P2 în zona amestecată (SZ)	124
Figura 4.34. Analiza prin difracție cu raze X a probei P6 în zona amestecată (SZ)	124
Figura 4.35. Evoluția durtății în îmbinarea sudată FSW al probei P1 la 75 mm distanță de începutul îmbinării.....	125
Figura 4.36. Evoluția durtății în îmbinarea sudată FSW al probei P2 la 30 mm distanță de începutul îmbinării.....	125
Figura 4.37. Evoluția durtății în îmbinarea sudată FSW al probei P2 la 75 mm distanță de începutul îmbinării.....	125
Figura 4.38. Evoluția durtății în îmbinarea sudată FSW al probei P3-4 la 30 mm distanță de începutul îmbinării.....	126
Figura 4.39. Evoluția durtății în îmbinarea sudată FSW al probei P3-4 la 175 mm distanță de începutul îmbinării.....	126
Figura 4.40. Evoluția durtății în îmbinarea sudată FSW al probei P5 la 30 mm distanță de începutul îmbinării.....	126
Figura 4.41. Evoluția durtății în îmbinarea sudată FSW al probei P5 la 175mm distanță de începutul îmbinării.....	127
Figura 4.42. Evoluția durtății în îmbinarea sudată FSW al probei P6 la 30 mm distanță de începutul îmbinării.....	127
Figura 4.43. Evoluția durtății în îmbinarea sudată FSW al probei P6 la 175 mm distanță de începutul îmbinării.....	127
Figura 4.44. Diagrama de evoluție a curbei tensiune-deformație a îmbinării sudate P1.....	129
Figura 4.45. Diagrama de evoluție a curbei tensiune-deformație a îmbinării sudate P2.....	129
Figura 4.46. Diagrama de evoluție a curbei tensiune-deformație a îmbinării sudate P3-4.....	130
Figura 4.47. Diagrama de evoluție a curbei tensiune-deformație a îmbinării sudate P5.....	130
Figura 4.48. Diagrama de evoluție a curbei tensiune-deformație a îmbinării sudate P6.....	130
Figura 4.49. Diagrama de evoluție a curbei tensiune-deformație a materialului de bază (MB) AA2124/SiC/25p-T4.....	131
Figura 4.50. Zona ruperii îmbinărilor sudate la încercarea la tracțiune: a- P2 (1000 rot/min-50 mm/min); b- P6 (800 rot/min-150 mm/min) .....	131

Figura 4.51. Zona ruperii îmbinărilor sudate la testele de îndoire : P2 (1000 rot/min-50 mm/min); b- P6 (800 rot/min-150 mm/min). .....	132
Figura 4.52. Comparație între rezultatele experimentale și simulate înregistrate, perpendicular pe linia de sudură a probei P2 la o distanță de 90 mm de începutul îmbinării .....	132
Figura 4.53. Comparație între rezultatele experimentale și simulate înregistrate, perpendicular pe linia de sudură a probei P3-4 la o distanță de 190 mm de începutul îmbinării .....	133
Figura 4.54. Comparație între rezultatele experimentale și simulate, înregistrate perpendicular pe linia de sudură a probei P5 la o distanță de 190 mm de începutul îmbinării .....	133
Figura 4.55. Comparație între rezultatele experimentale și simulate, înregistrate perpendicular pe linia de sudură a probei P6 la o distanță de 190 mm de începutul îmbinării .....	134
Figura 4.56. Imagini prezentând câmpuri temice prezise în stare de echilibru ce se dezvoltă în jurul pinului în timpul FSW la $V_{sud} = 50$ mm/min, $V_{rot} = 1000$ rot/min	135
Figura 4.57. Imagini prezentând câmpuri temice prezise în stare de echilibru ce se dezvoltă în jurul pinului în timpul FSW la $V_{sud} = 100$ mm/min, $V_{rot} = 1100$ rot/min .....	136
Figura 4.58. Imagini prezentând câmpuri temice prezise în stare de echilibru ce se dezvoltă în jurul pinului în timpul FSW pentru $V_{sud} = 100$ mm/min și $V_{rot} = 1200$ rot/min.....	137
Figura 4.59. Imagini prezentând câmpuri temice prezise în stare de echilibru ce se dezvoltă în jurul pinului în timpul FSW pentru $V_{sud} = 150$ mm/min și $V_{rot} = 800$ rot/min.....	138
Figura 4.60. Imagini prezentând câmpul prezis în stare de echilibru dezvoltat pentru FSW cu $V_{sud} = 150$ mm/min, $V_{rot} = 800$ rot/min .....	139
Figura 5.1. Evoluția temperaturii la interfața îmbinării probelor 1-4.....	141
Figura 5.2. Evoluția temperaturii la interfața îmbinării probelor 5-8.....	142
Figura 5.3. Evoluția temperaturii la interfața îmbinării probelor 9-12 .....	142
Figura 5.4. Evoluția temperaturii la interfața îmbinării probelor 13-16 .....	142
Figura 5.5. Evoluția temperaturii la interfața îmbinării probelor 17-19 .....	143
Figura 5.6. Evoluția temperaturii la interfața îmbinării probelor 20-23 .....	143
Figura 5.7. Evoluția temperaturii la interfața îmbinării probelor 24-27 .....	143
Figura 5.8. Aspectul microscopic al probelor de AA2124/SiC/25p-T4, sudate cu ultrasunete .....	144
Figura 5.9. Secțiune transversală prin îmbinarea sudată. Proba 1. MOx25.....	144
Figura 5.10. Microstructura îmbinării sudate în zona A Proba 1. MOx1750 .....	145
Figura 5.11. Secțiune transversală prin îmbinarea sudată. Proba 3. MOx25 .....	145
Figura 5.12. Microstructura îmbinării sudate în zona A. Proba 3. MOx1750.....	145
Figura 5.13. Secțiune transversală prin îmbinarea sudată MOx25.....	146
Figura 5.14. Microstructura îmbinării sudate în zona A MO x1750.....	146
Figura 5.15. Secțiune transversală prin îmbinarea sudată MOx25.....	146
Figura 5.16. Microstructura îmbinării sudate în zona A MO x1750.....	147
Figura 5.17. Secțiune transversală prin îmbinarea sudată MOx25.....	147
Figura 5.18. Microstructura îmbinării sudate în zona A MO x1750.....	147
Figura 5.19. Secțiune transversală prin îmbinarea sudată MOx25.....	148
Figura 5.20. Microstructura îmbinării sudate în zona A MO x1750.....	148
Figura 5.21. Secțiune transversală prin îmbinarea sudată MOx25.....	148
Figura 5.22. Microstructura îmbinării sudate în zona A MO x1750.....	149
Figura 5.23. Secțiune transversală prin îmbinarea sudată MOx25.....	149

Figura 5.24. Microstructura îmbinării sudate în zona A MO x1750.....	149
Figura 5.25. Distribuția durității transversal liniei de îmbinare la Proba 1 și Proba 3 .....	150
Figura 5.26. Distribuția durității de-a lungul liniei de îmbinare la Proba 5 și Proba 7 .....	150
Figura 5.27. Distribuția durității de-a lungul liniei de îmbinare la Proba 9 și Proba 11 .....	151
Figura 5.28. Distribuția durității de-a lungul liniei de îmbinare la Proba 13 și Proba 15.....	151
Figura 5.29. Diagrama curbei forță-alungire la rupere a materialului de bază MB1 și MB2 .....	152
Figura 5.30. Diagrama curbei forță-alungire la rupere a probelor P2 și P4 .....	153
Figura 5.31. Diagrama curbei forță-alungire la rupere a probelor P6 și P8 .....	153
Figura 5.32. Diagrama curbei forță-alungire la rupere a probelor P10 și P12.....	153
Figura 5.33. Diagrama curbei forță-alungire la rupere a probelor P14 și P16.....	154
Figura 5.34. Influența parametrilor de proces .....	155
Figura 5.35. Legile de variație ale temperaturii .....	155
Figura 5.36. Diagrama interacțiunilor între parametrii procesului .....	156
Figura 5.37. Dependența parametrilor de proces pentru diferite valori ale temperaturii (2D) .....	156
Figura 5.38. Dependența parametrilor de proces pentru diferite valori ale temperaturii (3D) .....	157
Figura 5.39. Valorile optime pentru parametrii de proces .....	157

## Lista de tabele

Tabel 2.1. Valoarea coeficienților de reflexie ale unor metale pentru diferite lungimi de undă ale fasciculului laser .....	37
Tabel 3.1. Parametrii tehnologici de sudare prin FSW a AA2124/SiC/25p-T4.....	68
Tabel 3.2. Parametrii tehnologici de sudare cu ultrasunete a AA2124/SiC/25p-T4 .	69
Tabel 3.3. Caracteristici fizice și mecanice a AA2124/SiC/25p-T4 .....	72
Tabel 3.4. Caracteristicile mecanice corelat cu tipul produsului .....	72
Tabel 3.5. Îmbătrânirea naturală a AA2124/SiC/25p-T4.....	76
Tabel 3.6. Parametrii fizici ai procesului de sudare prin FSW.....	80
Tabel 3.7. Caracteristicile tehnice ale FSW-4-10 .....	81
Tabel 3.8. Dimensiunile uneltelor de sudare FSW .....	83
Tabel 3.9. Valorile mărimilor utilizate în experiment .....	91
Tabel 3.10. Funcțiile de transformare directe și inverse .....	94
Tabel 3.11. Nivelurile factorilor de influență .....	95
Tabel 3.12. Matricea experimentului factorial complet $2^3$ .....	95
Tabel 3.13. Valorile variabilelor definite de utilizator folosite în modelul termic ...	102
Tabel 4.1. Parametrii de sudare prin procedeul FSW a materialului compozit AA2124/SiC/25p-T4 și diagramele $T = f(t)$ .....	107
Tabel 4.2. Rezultatele analizei EDS în materialul de bază și în nucleele probelor P2 și P6.....	121
Tabel 4.3. Rezultatele încercării la tracțiune a materialului de baza AA2124/SiC/25p-T4 la îmbinările FSW. ....	128
Tabel 5.1. Rezultatele încercării la tracțiune a probelor sudate cu ultrasunete.....	152

# Introducere

Materialele compozite cu matrice metalică fac parte din categoria materialelor avansate, constituind un domeniu prioritar, susținut de o continuă cercetare și realizări spectaculoase pe plan mondial. Această categorie de materiale, se caracterizează, în cea mai mare măsură printr-o puternică interdisciplinaritate din punct de vedere științific, tehnic, tehnologic, al aplicațiilor industriale.

Teza este structurată pe **6 capitole** astfel încât să ofere informații din domeniul îmbinării materialelor compozite metalice (MMC), cu focalizare spre cele cu matrice de aluminiu, armate cu particule de carburi de siliciu (SiC).

**Capitolul 1** intitulat **Importanța și actualitatea temei** se face o prezentare generală a problemelor abordate și discutate.

**Capitolul 2** intitulat **Situația actuală în domeniul materialelor compozite cu matrice metalică** tratează aspecte legate de evoluția materialelor compozite, caracteristici fizico-chimice și clasificare. Se evidențiază aspecte legate de răspândirea spectaculoasă a utilizării MMC-urilor, în cele mai diferite ramuri de activitate, datorită proprietăților diversificate pe care acestea le pot obține prin combinații nelimitate ale componentelor. Sunt prezentate în special materiale compozite cu matrice de aluminiu armat cu particule de SiC, a căror utilizare este din ce în ce mai frecventă și mai diversificată, datorită densității lor reduse, datorită plasticității lor ridicate, rezistenței înalte la coroziune, etc.

O mare parte a capitolului evidențiază diferite soluții tehnologice aplicabile industrial privind îmbinarea materialelor compozite. Se tratează cele mai răspândite procedee de sudare a materialelor compozite cu matrice metalică pe bază de aluminiu: sudarea prin procedeele WIG/MIG, sudarea cu flacără oxiacetilenică, sudarea cu laser, sudarea cu fascicul de electroni, sudarea cu energie înmagazinată, menționându-se la fiecare structurile și proprietăților îmbinărilor, precauțiile necesare, recomandări. Asociat, sunt incluse exemple concrete de materiale și tehnologii aplicate. În literatura de specialitate, au fost identificate preocupări ale cercetărilor în domeniul analizei numerice a câmpului termic, respectiv un model matematic, utilizat în evaluarea câmpului termic la sudarea FSW.

**Programul experimental** constituie obiectul **capitolului 3**. Este descrisă tehnologia elaborată de autor, de realizare a îmbinărilor prin procedeele de sudare prin frecare cu element activ rotitor și cu ultrasunete. Este detaliat traseul practic de la elaborarea îmbinărilor până la obținerea rezultatelor experimentale. Sunt prezentate programele de încercări la tracțiune statică a probelor sudate, încercări de îndoire, determinarea durității, examinarea metalografică (macro și microstructurală), difracție cu raze X, pe probe realizate prin cele două procedee.

A fost elaborat un model matematic asociat metodei elementelor finite pentru îmbinarea cap la cap, prin frecare cu element activ rotitor, a materialului compozit AA2124/SiC/25p-T4 supus investigațiilor.

În **capitolul 4** intitulat **Rezultate experimentale obținute pe materialul analizat aferente procedurii FSW** se prezintă tehnologiile de sudare prin frecare cu element activ rotitor a plăcilor de material compozit AA2124/SiC/25p-T4 elaborată de către autor. Sunt evaluate și comentate rezultatele asociate încercărilor mecanice și examinărilor conform programului experimental.

Totodată, au fost estimate câmpurile termice și evoluția temperaturii în timpul sudării FSW a materialului compozit AA2124/SiC/25p-T4 utilizând modelarea numerică cu elemente finite. S-a procedat la compararea premizelor din modelarea

matematică din modelele simulate, cu rezultatele experimentale aferente procedurii FSW, și au fost identificate nivelele de încredere obținute.

**Capitolul 5** intitulat **Rezultate experimentale obținute pe materialul analizat aferente procedurii de sudare cu ultrasunete** prezintă tehnologiile de sudare cu ultrasunete a benzilor de material compozit AA2124/SiC/25p-T4 elaborată de către autor. Sunt prezentate în amănunt, cu comentarii legate de evaluarea calității acestora, apreciată prin analize macro și microstructurale, încercări de duritate, și încercări de tracțiune. Capitolul mai cuprinde planul de experimente conceput, interpretarea rezultatelor obținute și concluziile formulate.

**Capitolul 6** intitulat **Concluzii, contribuții personale și direcții viitoare de cercetare**, prezintă o trecere succintă în revistă a rezultatelor experimentale obținute alături de observațiile și interpretările autorului, prezentând de asemenea și perspectivele de cercetare care se întrevăd în viitorul apropiat.



# 1. Importanța și actualitatea temei

## 1.1. Informații generale și aplicabilitate

Compozitele sunt materiale, create ca o combinație tridimensională de cel puțin două materiale diferite chimic, cu o interfață distinctă de separare a componentelor, create pentru a obține caracteristici de utilizare care nu pot fi atinse de nici una din componente dacă ar fi utilizate independent. Dintre materialele menționate, unul denumit «material pentru consolidare fază, sau de ranforsare», sub formă de fibre, foi sau particule, încorporate în «matrice». În unele cazuri, sunt combinate mai multe tipuri de materiale, pentru a crea un material compozit „hibrid” care combină proprietățile mai multor materiale de consolidare.

Materialele compozite sunt constituite dintr-unul sau mai multe faze discontinue încorporate într-o masă continuă. Faza discontinuă este de obicei mai grea și mai puternică decât cea continuă și este numită „armare” sau „consolidarea materialului”, în timp ce faza continuă este numită „matrice”.

Proprietățile materialelor compozite sunt puternic dependente de proprietățile materialelor componente ale acestora, de distribuția lor și interacțiunea dintre ele. În afară de natura materialelor constitutive, geometria de armare (forma, mărimea și distribuția dimensională), influențează proprietățile compozitelor într-o măsură mare. Distribuția concentrației și orientarea armăturii afectează, de asemenea, proprietățile generale, respectiv specifice de utilizare.

În Figura 1.1 este prezentată imaginea SEM a unei structuri de material compozit. Materialele de consolidare sunt introduse pentru a conferii anumite caracteristici pentru aplicații precizate.

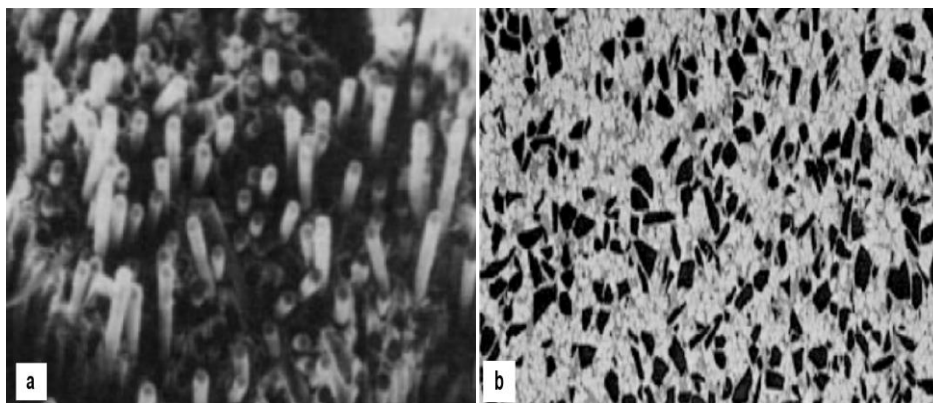


Figura 1.1. Imagini ale unor materiale compozite. a - fibră de carbon [1]; b -Al + 20 % SiC [2]

O aplicație în electronică se bazează pe integrarea dintre ceramică, metal, material plastic și materiale semiconductoare ca o cerință necesară pentru realizarea de componente în electronică și micro-electronică. Multe sisteme tehnice înglobează

mai multe clase de materiale folosite frecvent în combinație pentru realizarea de dispozitive, componente sau structuri pentru aplicații practice bine delimitate (Figura 1.2.).

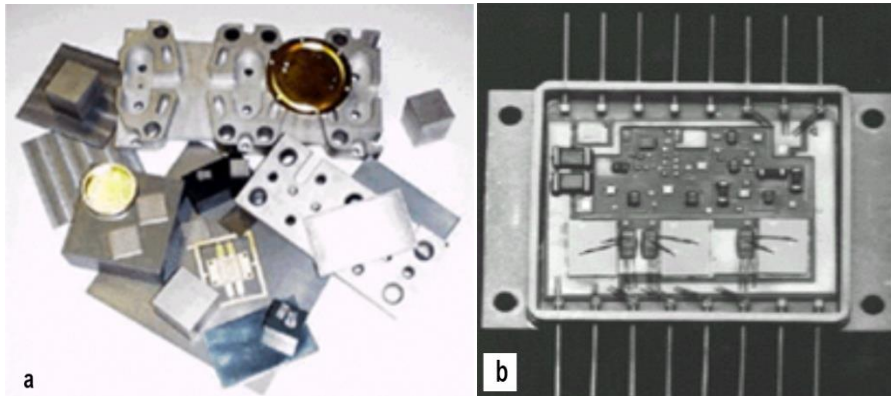


Figura 1.2. MMC-uri pe bază de Al armate discontinuu pentru electronică: a- componente turnate Gr<sub>p</sub>/Al; b- carcasă electronică din SiC/Al pentru diferite controlere, [3], [4]

Caracteristicile materialelor de ranforsare sunt determinante pentru utilizarea materialului compozit rezultat, în timp ce matricea este, de obicei, un material mai elastic, uneori dur, cu rol de asigurare a integrității structurii obținute. Din combinația dedicată unei aplicații distincte, derivă avantajele materialelor compozite: caracteristici fizice, mecanice, biologice, etc. Un dezavantaj este că materialele compozite sunt frecvent, mai scumpe decât cele convenționale.

În acest context, prezentul proiect doctoral și-a propus aprofundarea cunoștințelor necesare elaborării și implementării pe piața națională și europeană a unor soluții tehnologice de îmbinare nedemontabilă a materialelor micro- și nanostructurate. Se constată slaba susținere și lipsa unor preocupări sistematice, concentrate, de oferire a soluțiilor aplicabile industrial de îmbinare nedemontabilă în domeniul materialelor compozite.

Scopul menționat este o necesitate evidentă, deoarece elaborarea de materiale compozite cu proprietăți fizico-mecanice, termo-mecanice, tribologice pentru sectoare strict precizate, reprezintă o tematică de cercetare actuală pentru domeniile industriale de vârf. Comparativ cu materialele monolitice – metale sau aliajele acestora, materialele compozite reprezintă o clasă unică de materiale capabile să îmbine optim:

- coeficientul redus de dilatare pe o plajă largă de temperatură;
- conductivitate termică ridicată;
- bună comportare la uzură, oboseală și fluaj;
- rezistență la rupere de 1,4-1,6 ori mai mare decât ale matricei în condițiile unei mase mai reduse cu 25-40%;
- modul specific de rigiditate de 3-5 ori mai mare decât al matricei.

Pe ansamblu, comportarea în condiții specifice constituie evident, o provocare pentru cercetătorii din domeniul științei materialelor și ingineriei industriale.

Elaborarea și procesarea materialelor compozite micro- și nanostructurate, a câștigat tot mai mult teren în fața materialelor tradiționale, datorită caracteristicilor tehnice de utilizare mai favorabile.

Materialele compozite, pentru multe decenii, au fost una dintre ariile majore ale cercetării, dar cu toate acestea numai în ultimele decenii au fost aplicate industrial ca materiale ingineresti. S-a ajuns la un progres semnificativ și avansat de înțelegere a aptitudinilor de utilizare a acestor materiale. Cel mai mare avantaj este faptul că proprietățile reunite ale matricii metalice și armăturii, oferă un material cu proprietăți care pot satisface cerințele specifice și provocatoare în multe aplicații. Există un spectru larg de tipuri de materiale compozite cu matrice metalică (MMC), fiecare cu un spectru distinct de proprietăți.

Materialul compozit luat în considerare în programul de cercetare doctorală propriu, este un aliaj cu matricea din aluminiu AA2124, armat cu volum de 25% de carburi de siliciu sub formă de particule. Materialul compozit este astfel simbolizat AA2124/SiC/25p-T4. Aceste materiale compozite au aplicații vaste în industria aerospațială și aeronautică, în industria automotive, dar și în cea maritimă, respectiv în alte domenii adiacente. Ele sunt folosite de asemenea în aplicații medicale, pentru detectoarele electronice în sistemele de imagistică prin rezonanță magnetică (IRM), în tomografie computerizată (CT), scanere, etc. În plus, datorită conductivității termice mari, aceste materiale sunt foarte potrivite în aplicații unde se necesită o disipare rapidă a căldurii cum ar fi ansambluri din dispozitive electronice. Suntem astfel în prezent într-o etapă în care materialul compozit AA2124/SiC/25p-T4 necesită a fi explorat în continuare pentru extinderea posibilităților și caracteristicilor de utilizare. În ciuda potențialului de aplicare în starea de elaborare, procesele de îmbinare și prelucrare au limitat utilizarea pe scară largă.

Pe baza celor prezentate, componentele și structurile sudate sunt utilizate pe scară largă în aproape toate industriile. Prin urmare, integritatea sudurii devine importantă pentru o fiabilitate adecvată a performanței componentelor și structurilor. Integritatea sudurii depinde de materialul de bază, de specificații și procedeele de sudare. Datorită complexității tot mai ridicate a componentelor proiectate, bazate pe materiale noi și specificații tehnice mai riguroase, procesele de sudare trebuie să aducă soluții tehnologice bazate pe cunoașterea aprofundată a fenomenelor asociate.

## 1.2. Preocupări și tendințe

**a.** Situația actuală în țară: pentru colectivele de cercetare din universități și din institutele de cercetare-dezvoltare din domeniul industriei constructoare de mașini, materialele compozite micro- și nanostructurate reprezintă materiale actuale, cu reale perspective de dezvoltare. Rezultatele obținute în unele proiecte naționale de cercetare au constituit secvențe specifice pentru procesarea unor asemenea materiale, susținute prin investigații de laborator, fără a avea pretenția de a constitui baze de date și informații complete în domeniul utilizării industriale a acestor materiale.

**b.** Preocupări și realizări în sfera conceperii, preprocesării și procesării unor materiale compozite micro- și nanostructurate, se înregistrează la Universitatea Politehnică din București, Timișoara, Facultățile Tehnice din Cluj Napoca, Craiova, Sibiu, Brașov, Iași, precum și în institute de cercetare-dezvoltare: SC ICEM SA București, SC INTEC SA București, SC ICTCM SA București, ISIM Timișoara, etc.

**c.** Rezultatele cercetărilor în domeniul îmbinării materialor analizate, demonstrează un nivel relativ redus al amplitudinii cercetării – dezvoltării – inovării în domeniu, nivel care, printr-o strategie adecvată ar putea fi sensibil ridicat, astfel încât România să fie capabilă a se autointegra în grupul țărilor europene care conduc și sunt motorul

## 20 Importanța și actualitatea temei

---

dezvoltărilor în domeniul procesării și utilizării materialelor compozite micro- și nanostructurate.

**d.** Proiectele de cercetare nu au fost derulate în cadrul unei strategii unitare și a unei abordări coerente care să fi asigurat domeniului în discuție o bază de date și informații tehnice cu largă vizibilitate corelată cu importanța, actualitatea și perspectiva de dezvoltare a materialelor compozite. Problemele legate de cercetarea și experimentarea soluțiilor tehnologice de îmbinare nedemontabilă au vizat a evidenția posibilități, acumularea unei experiențe în domeniu, dar care trebuie imediat extinsă pe o gamă mai largă de materiale și procedee de îmbinare.

**e.** Producția componentelor procesate din materiale compozite cu matrice metalică, respectiv ceramică (MMCs și CMCs) este dezvoltată la firme reprezentative, precum General Electric, Lockheed, Daimler Benz, dar și la un număr mare de firme mai mici: DURACALM, NORKS HYDRO, LANXIDE, AMTEC MATERIALS GE ADVANCED CERAMICS. Acestea își dezvoltă propriile strategii pentru segmente de piață specifice, prin produse și tehnologii, care le individualizează eficient în condițiile concurenței acerbe de piață și a crizei economice de amploare.

**f.** Situațiile menționate au drept obiectiv principal dezvoltarea colaborării, dar și diferențierea profesională între producătorii, furnizorii și utilizatorii de tehnologii și echipamente destinate cercetărilor și aplicațiilor industriale. Necesitatea a fost formulată de principalii acționari ai industriei la o întâlnire la nivel european, care a avut loc la Bruxelles în septembrie 2006. Au fost evidențiate necesitățile domeniului și cadrul în care trebuie să se desfășoare colaborarea, rezultatul final fiind înființarea unei platforme europene de profil. Platforma MINAM, astfel înființată și aflată în strânsă colaborare cu platforma MANUFUTURE, dezvoltă Agenda privind Viziunea și Strategia Cercetării în domeniul micro- și nanotehnologiilor de prelucrare, în care sunt incluse procedee de îmbinare a materialelor compozite micro- și nanostructurate. România va trebui să se asigure că propriile direcții de dezvoltare sunt în deplină concordanță cu direcțiile impuse de agenda MINAM. Pe de altă parte, unul dintre rezultatele notabile ale MINAM este introducerea în cadrul programului FP7 a programului 4: NMP. Acesta și-a propus finanțarea din fondurile FP7, fonduri asigurate de Comisia Europeană, a unor direcții clare și strict orientate de cercetare. Încercând o aliniere la direcțiile europene și mondiale, România a trebuit să declare printre propriile intenții de dezvoltare și aceste direcții specificate de către programul NMP.

**g.** Este de reținut că în anul 2010, în SUA au fost realizate 560.000 tone de piese procesate din materiale MMCs și CMCs. Pentru anul 2015 a fost preliminară o producție de peste 1.000.000 tone. La nivelul Uniunii Europene se preliminară o producție de circa 500.000 tone pentru anul 2015. În această competiție sunt angrenate Marea Britanie, Franța, Germania și Italia. Departamentul de Comerț și Industrie din Marea Britanie a dezvoltat în anul 2004 un program finanțat la 14 milioane lire sterline pentru înființarea unei rețele cu 20 de specialiști pentru diseminarea tehnologiilor de procesare a materialelor MMCs și CMCs. Totodată, Agențiile de Dezvoltare Regională din Marea Britanie au contribuit cu suma de 14 milioane lire sterline pentru stimularea dezvoltării regionale a firmelor mici, producătoare de piese procesate din materiale compozite MMCs și CMCs.

**h.** Jucătorii implicați în dezvoltarea metodelor de îmbinare a materialelor compozite micro- și nanostructurate sunt conștienți că aceasta devine o unealtă din ce în ce mai importantă pentru aplicațiile inovative și prezintă o importanță strategică pentru economia Europei. În cadrul acesteia, dezvoltarea unei comunități în domeniul procedeelelor de îmbinare a materialelor compozite micro- și nanostructurate reprezintă una dintre strategiile la nivel european.

**i.** În contextul menționat, demersul de cercetare doctorală are ca direcții de cercetare:

- alinierea industriei românești în domeniul materialelor compozite, la cerințele și tendințele dezvoltării internaționale, identificarea stării actuale de dezvoltare și a tendințelor care se manifestă și vor fi implementate în viitorul apropiat;

- cunoașterea nivelului actual de dezvoltare în domeniul proiectării și aplicării procedeelelor de îmbinare a materialelor compozite micro- și nanostructurate, precum și a caracteristicilor dimensionale și de orientare ale pieței acestora, pentru utilizări reprezentative cu performanțe tehnice și economice ridicate;

- compatibilizarea cercetărilor și fabricației interne cu tendințele internaționale devine posibilă numai acceptând, în baza unor studii prealabile interpretate judicios, domeniile care pot fi ușor adaptate la nivelurile actuale de dezvoltare a sectoarelor industriei românești;

- evidențierea unei eficiențe optime privind abordarea noilor domenii de cercetare și fabricației inovativă reprezintă ținta acestei cercetări doctorale, iar având aceste informații devine posibilă monitorizarea și optimizarea implementării noilor tehnologii de fabricare astfel încât să se atingă o creștere sensibilă a competitivității valorii adăugate, precum și o creștere sensibilă a performanțelor industriei (și implicit) a economiei românești;

- prin elaborarea unei strategii de abordare și derulare a implementării noilor tehnologii de îmbinare, precum și a metodologiei de implementare a acestei strategii, acțiunea capătă eficiența scontată, iar nivelul de creștere a competitivității economiei românești va putea fi monitorizat în intenția de a-l maximiza.

În corelație cu cele menționate, se propune îmbinarea prin sudare a unui material compozit cu matrice metalică, prin procedeul de sudare prin frecare cu element activ rotitor, respectiv cu ultrasunete. Fundamentarea programului de cercetare se axează pe modelarea matematică, respectiv pe experimentări de îmbinare și testare prin încercări mecanice, examinări metalografice.

## **2. Situația actuală în domeniul materialelor compozite cu matrice metalică**

### **2.1. Evoluția materialelor compozite**

De-a lungul ultimilor 40 de ani, materialele compozite, cele cu matrice din materiale plastice și ceramice, au avut o dezvoltare deosebit de accelerată. Volumul și numărul de aplicații a materialelor compozite au crescut în mod constant, ajungând să cucerească noi și noi piețe. Materialele compozite moderne, ocupă o plajă semnificativă a pieței ingineriei materialelor de la produse de zi cu zi la aplicații dedicate. În timp ce materiale compozite cu matrice de aluminiu și-au demonstrat valoarea ca materiale ușoare, provocarea actuală este de a le face să devină rentabile (eficiente) și economic. Eforturile de a produce componente din materiale compozite, atractive din punct de vedere economic, s-au impus prin tehnici de fabricație inovatoare care s-au impus rapid, iar în prezent sunt utilizate industrial. Este evident, în special pentru materialele compozite, că îmbunătățirea tehnologiei de fabricație, nu este suficientă, pentru a depăși pragul de costuri. Este esențial să existe un efort integrat în proiectarea constructivă, elaborarea de materiale, managementul calității, fabricației, și chiar și program de management (gestionare) pentru ansamblul materialelor compozite pentru a deveni competitive. Materialele compozite sunt utilizabile în industria aerospațială deoarece mediul extrem din spațiu prezintă atât o provocare, cât și o oportunitate pentru programele de cercetare. În orbita din apropierea pământului, navele spațiale întâlnesc fenomene ca vidul, radiație termică, oxigen atomic, radiații ionizante și plasmă, împreună cu alți factori. Misiunile critice ale navelor spațiale, necesită structuri ușoare și de mare precizie și stabilitate dimensională în prezența perturbațiilor dinamice și termice. Prin urmare, au fost dezvoltate pentru aplicații spațiale atât compozite cu matrice organică cât și matrice metalică (MMC).

Industria materialelor compozite a identificat oportunități de afaceri mult mai mari decât în sectorul aerospațial, datorită extinderii semnificative în industria mijloacelor de transport. Astfel, trecerea de la aplicațiile materialelor compozite pentru construcția aeronavelor, în alte utilizări comerciale, au devenit mai semnificative în ultimii ani. Materialele compozite cu aliaje ușoare au un potențial ridicat în zona motorului (elemente de construcție: supape, tija piston, piston și bolț de piston; care fac parte din chiulasa, arborele cotit; bloc motor). Un exemplu de utilizare a materialelor compozite din aluminiu în acest domeniu este pistonul cu aliaje din aluminiu armat parțial cu fibre scurte, Figura 2.1.a, în care domeniul nișei este întărită cu fibre scurte  $Al_2O_3$ . O caracteristică comparabilă a unității de construcție este obținută doar cu aplicarea pulberilor metalice cu aliaj din aluminu sau când se utilizează pistoane grele de fier. Aplicațiile potențiale sunt în domeniul părților mobile, de exemplu, braț de control transversal și discuri de frână consolidat cu particule, care poate fi, de asemenea, aplicate în domeniul vehiculelor pentru căi ferate, de exemplu, pentru metrouri și trenuri de mare viteză (ICE), a se vedea Figura 2.1.b.

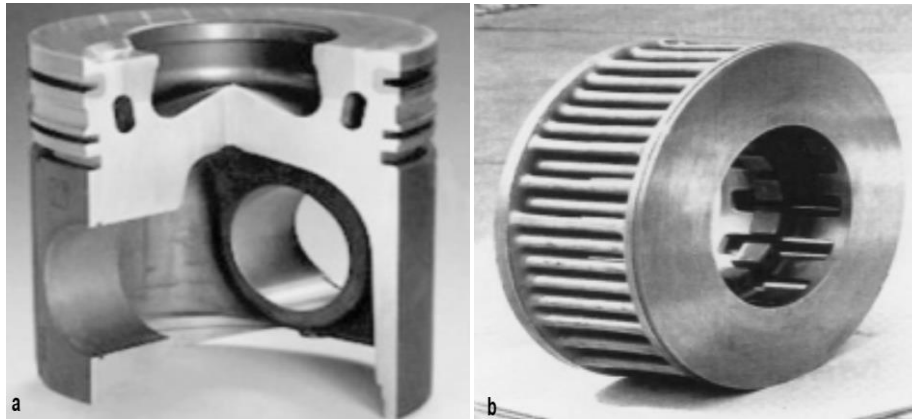


Figura 2.1. a- piston din Al armat parțial cu fibre scurte; b- disc de frână consolidat cu particule [5]

Pătrunderea materialelor avansate a cunoscut o expansiune constantă în volum și utilizări, prin introducerea de noi materiale cu matrice polimerică pe bază de rășină și fibre de sticlă armate de înaltă performanță, carbon și aramidă. Creșterea volumului a dus la o reducere așteptată a costurilor. Materialele de înaltă performanță mai pot fi găsite în diverse aplicații cum ar fi armarea compozitelor concepute pentru a rezista efectelor explozive, buteliile de combustibil pentru vehicule cu gaz natural, lame pentru mori de vânt, grinzile de suport pentru poduri de autostrăzi și chiar pentru fabricarea rolei de hârtie. Pentru anumite aplicații, utilizarea materialelor compozite, mai degrabă decât metalele au dus la economii de costuri și greutate. Câteva exemple sunt: cilindri, tuburi, conducte, etc. Nevoia de compozite pentru materiale mai ușoare de construcție, și structuri seismice mai rezistente a pus un accent mare pe utilizarea unor noi materiale avansate, care nu scade numai în greutate proprie, dar, de asemenea, absoarbe șocurile și vibrațiile prin microstructuri adaptate. Materialele compozite sunt folosite pentru reabilitarea/consolidarea structurilor pre-existente, care trebuie să fie modernizate pentru a le face mai rezistente la seisme, sau pentru a repara daunele cauzate de activitatea seismică.

Spre deosebire de materialele convenționale (de exemplu, oțel), proprietățile materialului compozit pot fi concepute luând în considerare aspectele structurale. Designul unei componente structurale utilizând compozite implică atât material cât și proiectare structurală. Proprietățile compozitelor (de exemplu, rigiditate mare, expansiune termică bună, etc) poate fi variat continuu pe o gamă largă de valori sub controlul proiectantului. Selecția atentă a tipului de armare permite caracteristicii produsului finit să fie adaptat pentru aproape orice cerință de inginerie specifică. În timp ce utilizarea materialelor compozite va fi o alegere clară în multe cazuri, selectarea materialelor în altele, va depinde de factori cum ar fi cerințele de viață de lucru, numărul de articole care trebuie să fie produse, complexitatea formei produsului, posibilitatea de economisire a costurilor de asamblare și experiență și abilitățile proiectantului în exploatarea potențialului optim de compozit. În unele cazuri, cele mai bune rezultate pot fi obținute prin utilizarea materialelor compozite în combinație cu materiale tradiționale.

### 2.1.1. Componentele materialelor compozite

Un material compozit tipic este un sistem de materiale compus din două sau mai multe materiale (mixte și lipite) la scară microscopică. În general, un material compozit este compus din armături (monofilamente, fibre, particule), încorporate într-o matrice (polimeri, metale, sau ceramică). Matricea deține armături pentru a lua forma dorită în timp ce consolidarea îmbunătățește proprietățile generale mecanice ale matricei Figura 2.2.

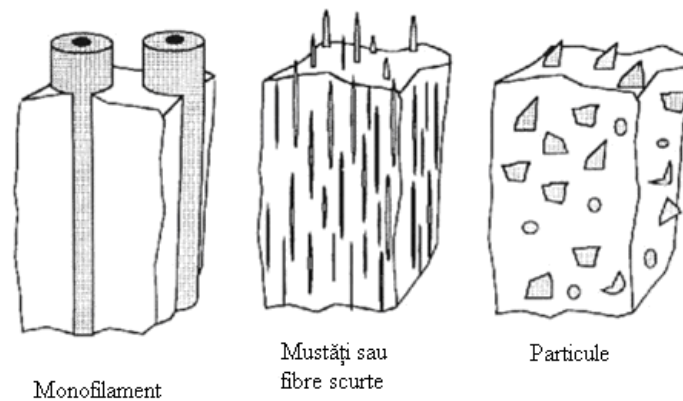


Figura 2.2. Prezentarea schematică a trei forme de armături [6]

Când sunt concepute în mod corespunzător, rezistența mecanică a noului material combinat este mai mare decât rezistența fiecărei componente în parte.

### 2.1.2. Clasificarea compozitelor

Materialele compozite pot fi clasificate în diferite moduri [7]. Clasificarea bazată pe geometria unei unități reprezentative a armării este convenabilă, deoarece aceasta este responsabilă pentru proprietățile mecanice și de înaltă performanță a compozitelor. O clasificare tipică este prezentată în Figura 2.3. Se disting două clase mari de compozite, corelate cu:

- a.** Particulele compozite, la care consolidarea este asigurată din particule. Acestea pot să fie sferice, cubice, tetragonale, sau de alte forme regulate sau neregulate. În general, particulele nu sunt foarte eficiente în îmbunătățirea rezistenței la rupere, dar sporesc rigiditatea compozitelor într-o măsură limitată. Cantitatea de particule este des utilizată pentru a îmbunătăți proprietățile materialelor matrice, ca modificarea conductivităților termice și electrice, îmbunătățirea performanțelor la temperaturi ridicate, reduce frecarea, crește rezistența la uzare și la abraziune, îmbunătățește prelucrabilitatea, crește duritatea de suprafață și reduce contracțiile.
- b.** Compozitele fibroase. Fibra se caracterizează prin lungime, fiind mult mai lungă în comparație cu lățimea. Fibrele sunt foarte eficiente în îmbunătățirea rezistenței la rupere a matricei. Consolidarea având o dimensiune mare, inhibă creșterea fisurii incipiente normale, la armarea care ar putea duce la alte eșecuri, în special cu matrice fragile. Filamentele sau fibrele din materiale non polimerice prezintă rezistență mult mai mare pe toată lungimea lor, deoarece defectele mari, care pot fi prezente în materialele vrac, sunt reduse la minim, din cauza dimensiunilor



transversale mici a fibrei. În cazul materialelor polimerice, orientarea structurii moleculare este responsabilă pentru rezistența și rigiditatea ridicată.

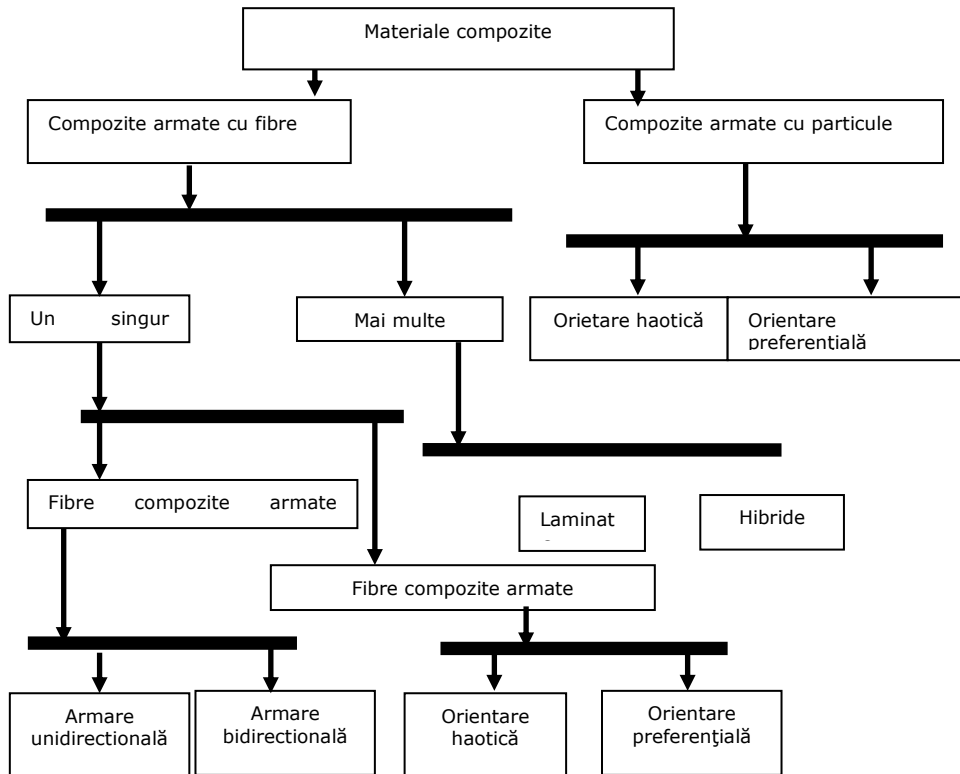


Figura 2.3. Schema clasificării compozitelor

Fibrele, din cauza dimensiunilor transversale mici, nu sunt direct utilizabile în aplicațiile de inginerie. Ele sunt prin urmare încorporate în matricile materialelor pentru formarea compozitelor fibroase. Matricea servește pentru a lega fibrele împreună, transferul sarcinilor la fibre și a le proteja împotriva efectelor mediului și degradărilor ca urmare a manipulării. În compozitele armate cu fibră discontinuă, funcția de transfer a sarcinii matricei este mai critică decât la compozitele cu fibră continuă.

### 2.1.3. Rolul matricei într-un compozit

În forma de bază, un material compozit este compus din cel puțin două elemente care lucrează împreună pentru a realiza materiale cu proprietăți diferite decât ale elementelor în stare independentă. În practică, cele mai multe compozite sunt formate dintr-o matrice și armătură de un anumit tip, adăugată pentru a crește rezistența și rigiditatea matricei.

Multe materiale când sunt în formă fibroasă prezintă o rezistență foarte bună, dar pentru a obține aceste proprietăți, fibrele ar trebui să fie aderente la matrice. Matricea izolează fibrele între ele, cu scopul de a preveni abraziunea și formarea de defecte noi de suprafață. Acționează ca o punte pentru a menține fibrele pe poziție

în matrice. Matricea trebuie să aibă capacitatea de a se deforma ușor sub sarcina aplicată, asigurând transferul sarcinii spre fibre și chiar o distribuire uniformă a tensiunii.

#### 2.1.4. Materialele cu rol de matrici în compozite

În forma sa cea mai simplă, un material compozit este compus din cel puțin două elemente care lucrează împreună pentru a realiza materiale cu proprietăți diferite decât ale componentelor pe cont propriu.

**1. Matricea metal** în compozit posedă unele proprietăți atractive, în comparație cu matricile organice. Acestea includ:

- păstrarea rezistenței la temperaturi mai mari;
- conductivitate electrică mai bună;
- conductivitate termică superioară;
- rezistență mai mare la coroziune, etc.

Cu toate acestea, dezavantajul major al compozitelor cu matrice metalică este densitatea ridicată și, prin urmare, proprietăți mecanice specifice mai mici în comparație cu matricile polimerice compozite. O altă dificultate notabilă este cerința mare de energie pentru realizarea industrială. În industria aerospațială interesul a fost concentrat în principal pe fibre de aluminiu ranforsat și titan. Borul și o cantitate mică de carbură de siliciu (SiC), au fost investigate ca fibre de armare. Aliajele de aluminiu armate cu bor au fost intens produse printr-o varietate de metode. Titan armat cu carbură de siliciu, bor (acoperit cu SiC) și chiar cu beriliu, au fost utilizate pentru fabricarea paletelor de compresor. Nivele adecvate ale modulului de elasticitate pot fi atinse prin încorporarea unidirecțională de fibre sau mustăți în matricea metalică, chiar dacă aderența dintre acestea ar putea fi slabă. Dar, matrici metalice puternice, mai degrabă decât cele din metal cu rezistență mecanică redusă sau matrice polimer, sunt esențiale pentru modul de elasticitate transversală ridicată și cu rezistență la forfecare. Fibrele de carbon / grafit au fost folosite cu matrice de metal, în laborator, doar la scară experimentală, pentru că cele mai multe tehnici de bază, de fabricare implică temperaturi ridicate, care au efecte negative asupra fibrelor. Cu toate acestea, cercetarea pe aceste direcții continuă, având în vedere potențialul compozitelor în cauză.

**2. Matricea Polimer.** Un număr foarte mare de materiale polimerice, atât termorigide cât și termoplastice, sunt utilizate ca materiale cu rol de matrice pentru compozite. Unele dintre avantajele majore și limitările ale matricii polimerice sunt:

- densitate mică;
- rezistență la coroziune mare;
- conductivitate termică, respectiv, electrică scăzută;
- efecte estetice de culoare, etc.

Totuși există și dezavantaje cum ar fi prelucrabilitate limitată la temperatură scăzută.

În general, lianți de natura rășinoaselor (matrici polimer) sunt selectați pe baza rezistenței de adeziune, la oboseală, la caldură, rezistență chimică și la umezeală, etc. Polimerul trebuie să aibă o rezistență mecanică proporțională cu cea a elementelor de ranforsare. Cerința trebuie să fie ușor de utilizat în procesul de fabricație atestat, corelat cu condițiile de utilizare. În afară de aceste caracteristici, matricele polimerice trebuie să fie capabile de umețare și pătrundere în mănunchiurile de fibre care asigură consolidarea, înlocuind spațiile cu aer acumulat și oferind caracteristici fizice capabile de creștere a performanței fibrelor. Forfecarea, proprietățile chimice și electrice ale unui compozit depind în principal de polimer.

Natura polimerului va determina utilitatea laminatelor în prezența unui mediu inox. Vorbind în general, se poate presupune că în compozite, chiar dacă fracțiunea de volum a fibrei este mare (de ordinul a 0,7), armarea este complet acoperită de materialul matrice, și, atunci când compozitul este expus la temperaturi ridicate, matricea este cea care trebuie să reziste la mediul ostil. Desigur, proprietățile rezistive ale compozitului arată, de asemenea deteriorarea, care poate fi datorată influenței temperaturii asupra tensiunilor interfaciale. Astfel, proprietățile de rezistență la temperaturi ridicate a compozitelor sunt direct dependente mai mult de matrice, decât de armătura utilizată. Disponibilitatea polimerilor care pot rezista la temperaturi ridicate a limitat temperaturile la aproximativ 300-350°C.

**3. Matricea ceramică.** Fibrele ceramice, precum alumina și carbura de siliciu sunt avantajoase în aplicații cu temperaturi foarte ridicate, dar și în cazul în care mediul de lucru este ostil. Deoarece ceramica are proprietăți reduse de rezistență la întindere și forfecare, cele mai multe aplicații recurg la consolidarea cu particule. Matricile compozite ceramice (CMC), sunt utilizate în medii cu temperaturi foarte ridicate, aceste materiale folosesc un element ceramic ca și matrice, consolidat cu fibre scurte, sau mustăți cum sunt cele din carbură de siliciu, sau nitrură de bor.

### 2.1.5. Compozite cu matrice metalică

Materialul compozit cu matrice metalică, este format din cel puțin două componente, una este matricea metalică și al doilea component este armătura. Matricea este definită ca un metal în toate cazurile, dar un metal pur este rar folosit ca matrice, ci mai frecvent un aliaj. În elaborarea materialului compozit, matricea și elementele de ranforsare sunt amestecate împreună. Dezvoltarea recentă de compozite cu matrice metalică (MMCs) a primit o atenție la nivel mondial din cauza rezistenței și rigidității superioare, față de rezistența la uzură și rezistența la fluaj a aliajelor corespunzătoare forjate. Matricea ductilă permite inhibarea efectelor de concentrare a tensiunilor prin deformare plastică și oferă un material cu rezistență la rupere îmbunătățită. Turnarea compozitelor, asigură volumul și configurația fazelor reglementată prin diagrame de fază. Turnarea oțelului și a aliajelor de aluminiu-siliciu au fost produse în turnătorii, o lungă perioadă de timp.

Compozitele moderne diferă, în sensul că orice volum selectat, formă și dimensiune ale particulei de armare pot fi introduse în matrice. Ele sunt amestecuri neechilibrate de metale și ceramică în cazul în care nu există restricții termodinamice pentru procentajele volumului relativ, forme și dimensiuni de faze ceramice [8]. Duritatea mare și rezistența la șoc a metalelor și a aliajelor, cum ar fi aluminiu, titan, magneziu și aliaje de nichel-crom care suferă deformare plastică sub impact, este de interes în multe aplicații cu solicitări dinamice structurale a acestor materiale.

Aceste abordări afectează de foarte multe ori rezistența și durabilitatea la temperaturi ridicate și/sau la condiții dinamice de exploatare. Unul dintre obiectivele importante ale compozitelor cu matrice metalică, prin urmare, este de a dezvolta un material cu o combinație judicioasă de rezistență și rigiditate, astfel încât în același timp să reducă sensibilitatea la fisurare și defecte, dar să crească proprietățile statice și dinamice. Această necesitate conduce în cele din urmă la consolidarea eficientă a metalelor și a aliajelor metalice prin implantare uni sau multidirecțională de fibre scurte sau fibre continue. Efectul de armare apare datorită rezistenței extraordinar de mari a fibrelor cu diametru sub câțiva micrometri. Astfel, domeniul de compozite cu matrice metalică (MMCs) a început la mijlocul anilor 1960 cu

realizarea de mustăți consolidate MMCs care pot fi competitive cu fibre compozite armate continuu, din punctul de vedere al proprietăților mecanice [9],[10].

Soluțiile complexe de fabricație, abilitatea de fabricare limitată și micile diferențe în consolidarea legăturilor dintre fibrele scurte și particulele de armare, iar în plus, riscurile pentru sănătate asociate cu manipularea fibrelor de SiC, au transferat accentul mai mult înspre particule, decât înspre fibre, în special de aluminiu, din cauza greutateii sale usoare și a puterii de absorbție bună cu carbura de siliciu [11]. Schimbarea importantă în tehnologia compozitelor cu matrice metalică a început la mijlocul anilor '80 cu armarea discontinuă, care a luat locul armării continue, cum ar fi carburi, nitruri, oxizi și materiale elementare ca cele de carbon și siliciu. În timp ce mustățile discontinue armate MMC, sunt încă în curs de dezvoltare pentru aplicațiile aerospațiale, componentele automotivă, fabricate din particule și fibre discontinue armate MMC, care prezintă în esență proprietăți izotropice, sunt deja în producția de masă. Exemplele se găsesc în pistoanele motorului diesel pentru Toyota în 1983, urmata, mai recent, de realizarea de blocuri motor și cilindri pentru Honda [12], [13].

Tendința actuală, este spre dezvoltarea de compozite cu matrice metalică armate discontinu care sunt pe scară largă dezvoltate și acceptate, în primul rând pentru că au devenit disponibile la un cost relativ scăzut în comparație cu fibrele continue. Materialul compozit cu matrice de aluminiu armat discontinuu este compus din aluminiu de înaltă rezistență și de aliajele sale, armate cu particule de carbură de siliciu sau mustăți care sunt subclase de MMC-uri [14].

Combi-nația de proprietăți și abilitatea de fabricare a compozitelor din aluminiu cu matrice metalică le face candidate atractive pentru mai multe componente structurale care necesită rigiditate ridicată, rezistență mecanică mare și greutate redusă [15].

Acum, cercetările la nivel global se concentrează în principal pe aluminiu, datorită combinației sale unice de rezistență bună la coroziune, densitate scăzută și proprietăți mecanice excelente. Proprietățile unice termice ale materialelor compozite cu matrice din aluminiu, cum ar fi conductivitatea metalică cu coeficient de dilatare, care poate fi adaptată până la zero, adaugă noi perspective în industria aerospațială și aeronautică. Astfel, familii întregi de compozite ușoare, deși considerate imposibile cu doar câțiva ani în urmă, sunt comercializate acum sau la un pas de comercializare. De exemplu, materialele compozite cu matrice din aluminiu armate cu particule de carburi de siliciu au fost dezvoltate de compania Duralcan Statele Unite ale Americi. Au fost dezvoltate aliaje de titan cu rezistență la temperaturi ridicate ca material pentru matrice. Aliajul de titan Ti-6Al-4V, armat cu filamente continue de carburi de siliciu, este presat de „Textron” pentru arbori de motoare la turbine [16]. CERAMTEC AG (Germania) utilizează în prezent material matrice pentru produsele MMC care sunt din aluminiu în special din aliaj standard AlSi9Cu3. În afară de a fi destul de ieftine, în comparație cu alte metale ușoare (de exemplu, magneziu și titan), s-au obținut rezultate remarcabile în multe aplicații în automotivă, aplicații aerospațiale și este remarcat pentru proprietățile adecvate de prelucrare. În practică, matricea poate fi asigurată din aproape orice alt aliaj ușor sau alte metale neferoase, în special magneziu. De asemenea, se dezvoltă, noi instrumente de ceramică de tăiere, și, de asemenea, materiale pentru garnituri cilindrice. Titanul [17], a fost folosit în principal pentru motoarele de aviație, pentru palete și discuri de compresor, datorită proprietăților sale de rezistență la temperaturi ridicate. Magneziul este materialul potențial pentru fabricarea compozitelor pentru componente pentru motoare, ca pistoane, și bolțuri pentru pistoane. De asemenea, este utilizat în industria aerospațială, datorită coeficientului

său redus de dilatare termică și proprietății de rigiditate mare combinată cu densitatea scăzută. Alegerea de carburi de siliciu ca armare în compozitele din aluminiu este în primul rând menită pentru a utiliza compozitul în sistemul de ghidare al rachetelor, înlocuirea componentelor de beriliu, deoarece performanța structurală este mai bună, dar cu o manipulare specială datorită toxicității acestuia [18], [19]. Recent, aliajele de aluminiu-litiu au atras atenția cercetărilor, datorită caracteristicilor bune de înmuiere [20].

Dezvoltarea și implementarea cu succes a compozitelor cu matrice metalică, au devenit critice pentru atingerea obiectivelor mult avansate de propulsie aerospațială și a programelor de dezvoltare a puterii. Se necesită temperaturi înalte, conductivitate termică ridicată și materiale cu rezistență mecanică ridicată. Compozitele cu matrice metalică îndeplinesc sau au potențialul de a îndeplini aceste cerințe [21]. Compozitele cu matrice metalică oferă, de asemenea, premise considerabile în domeniul automotive pentru provocările actuale și viitoare. Astfel, este evident din literatura de specialitate [15], că se pot consolida cu succes SiC, Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>, TiB<sub>2</sub>, borul și grafitul în matricea din aliaj de aluminiu. Armarea matricii cu aliaje din aluminiu a făcut pași semnificativi de la laborator spre comercializare. Dar înțelegerea factorilor care influențează proprietățile fizice și mecanice ale acestor materiale, este o provocare, deoarece acestea sunt sensibile la tipul și natura particulelor de ranforsare, proceselor de fabricație, precum și detaliilor de prelucrare a compozitului după elaborarea inițială [22]. Aliajele de aluminiu sunt utilizate pe scară largă în aplicații unde economia de greutate este importantă. Cu toate acestea, rezistența la uzură relativ scăzută a aliajelor de aluminiu a limitat utilizarea lor în anumite medii cu frecare importantă. Literatura de specialitate disponibilă pe această temă relevă faptul că cele mai multe studii au fost efectuate pentru a evalua comportamentul la uzură pe bază de particule de aluminiu sau mustăți din compozit pentru armare [23],[24]. Este general acceptat faptul că rezistența la uzură a MMC-urilor este asigurată prin consolidare și cu cât crește fracțiunea volumului particulelor, cu atât ea va fi mai rezistentă. Cu toate acestea, există o valoare optimă de armare care dă rezistență maximă la uzură a materialului. Principiul parametrilor tribologici care controlează performanțele frecării și uzurii materialelor compozite cu matrice de aluminiu armate, pot fi clasificate în două categorii. Unul sunt factorii mecanici și fizici, iar ceilalți sunt factorii de material. Factorii mecanici și fizici au fost identificați ca fiind viteza de alunecare și sarcina normală, iar în ceea ce privește factorul material aceștia sunt fracția de volum și tipul de armare. Consolidarea fracțiunii de volum a fost studiat de mulți cercetători, și are cel mai puternic efect asupra rezistenței la uzură. Foarte multe cercetări au fost efectuate în vederea pregătirii MMC-urilor prin diferite tipuri de armături. S-a identificat că comportarea la uzură este îmbunătățită remarcabil prin introducerea unor compuși intermetalici grei în matricea de aluminiu.

Matricea aliaj ar trebui să fie aleasă numai după luarea în considerare a compatibilității sale chimice cu armătura, datorită capacității sale de a umple armarea, al proprietăților sale individuale și al prelucrabilității. Transferul solicitărilor de la matrice la componentele de ranforsare depinde de existența unei interfețe puternic aderente. La rândul său, o interfață puternică necesită umezirea adecvată a armării cu matricea. Cu toate acestea, umezirea și reactivitatea agresivă sunt favorizate prin compatibilitatea chimică puternică între matrice și armătură. Asigurarea compoziției chimice pentru a realiza acest compromis delicat este dificilă. Pentru a ilustra complexitatea, mai multe exemple cu privire la completări de alieri la matricea metalică din aluminiu în raport cu particulele de carburi de siliciu, bor armat și compozite din aluminiu armat cu grafit, precum și efectul impurităților

insidioase de diverse origini au fost extrase din literatură [25]-[28]. Ca regulă pentru adăugarea unui element de aliere, elementul adăugat nu ar trebui să formeze compuși intermetalici cu elementele matricii și nu trebuie să formeze compuși extrem de stabili cu alte componente de ranforsare. Cele mai bune proprietăți pot fi obținute într-un sistem compozit, când consolidarea particulelor și matricea sunt compatibile cât mai mult posibil, atât fizic cât și chimic. Compoziția matricilor cu aliaje speciale, a fost concepută pentru a optimiza performanțele anumitor compozite metalice.

## **2.2. Soluții tehnologice aplicabile industrial privind îmbinarea materialelor compozite**

### **2.2.1. Elemente generale**

Materialele compozite cu matrice metalică (MMCs), formează o clasă de materiale deosebit de versatile, ocupând frecvent noi domenii de utilizare. Tendința actuală este corelată cu capabilitatea acestora de utilizare, de unde rezultă posibilitatea de a înlocui materialele tradiționale, în special cele metalice. Prin proiectarea lor pot să dispună de o plajă largă de proprietăți, corelate cu aplicațiile directe. Aceste situații au amplificat preocupările de îmbunătățire permanentă a caracteristicilor de utilizare, inclusiv prin procedee de îmbinare nedemontabilă. Se dispune de informații privind metode și procedee specifice, precum și precauțiile și limitările diferențiate pentru cazurile practice.

La sudarea MMCs și CMCs, majoritatea defectelor sudurilor apar în ZIT [29]. Aplicarea asupra compozitelor de tratamente termice post sudare, inclusiv aliajelor îmbătrânite natural, poate îmbunătăți performanțele de utilizare, încetinind degradarea caracteristicilor îmbinării. Tratamentul termic trebuie să se bazeze pe practica standard pentru sudarea materialelor din care este realizată matricea, dar adaptat conform recomandărilor producătorului materialelor utilizate. În cazul MMCs și CMCs armate discontinuu, există posibilitatea îmbunătățirii performanțelor de utilizare și a calității sudurii prin utilizarea unui material de adaos cu particule de ranforsare [30]. Deoarece zona de topire are puține asemenea particule sau deloc, rezistența mecanică a îmbinării este mai redusă decât a secțiunii nesudate. Totodată, este important ca prin tehnologia de îmbinare să se obțină în îmbinarea sudată ductilitate mai mare decât în materialul de bază al componentelor. Prin selectarea atentă a tipului de îmbinare corelat cu solicitările din exploatare, proiectantul poate crea zone care să asigure comportare cu plasticitate superioară a materialului de bază.

### **2.2.2. Comportarea la sudare**

Materialele MMCs și CMCs pot să fie clasificate după tipul materialului matricii și al particulelor de consolidare/armare/ranforsare. În cazul materialelor compozite cu matrice metalică, alegerea matricii metalice este determinată de cerințele privind densitatea și capabilitatea termică. Aliajele de Al din clasele 2000, 6000, 7000, 8000, sunt cele mai utilizate ca matrice. Poziții semnificative sunt ocupate și de aliajele de Mg și Ti [31].

Elementele de ranforsare pot să fie continue sau discontinue. Utilizarea fibrelor sau filamentelor, deși potențial oferă o foarte bună rezistență mecanică, statică și dinamică corelat cu direcția de ranforsare, implică dificultăți tehnice și costuri considerabile. Se utilizează ca particule de ranforsare SiC, Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>, B<sub>4</sub>C, TiC. Aceste

componente de ranforsare sunt izotrope, relativ ușor de procesat, chiar fără procesări secundare succesive complexe.

Similar cu evaluarea compatibilității la sudarea materialelor omogene chimic, la sudarea materialelor compozite se pune problema comportării la sudare. Materialul este sudabil, cu precauții normale, dacă într-o structură sudată asigură îmbinări care satisfac cerințele de calitate impuse, apelând la un anumit procedeu, pentru un scop bine definit. Comportarea la sudare se evaluează din următoarele puncte de vedere:

- metalurgic;
- tehnologic;
- constructiv.

**a. Comportarea metalurgică la sudare.** Un material se comportă mai bine la sudare cu cât diferențele dintre caracteristicile metalurgice ale materialului de bază și ZIT sunt mai reduse. Factorii principali de influență sunt:

- compoziția chimică, caracterizată prin: elementele chimice de bază și compușii acestora care formează matricea materialului, respectiv elementele de ranforsare ca natură, formă, distribuție, cantitate;
- structura metalografică inițială: tipul, mărimea, distribuția incluziunilor nemetalice, constituenți, faze metalurgice;
- caracteristici fizice: temperatura de topire, conductibilitatea termică, coeficientul de dilatare termică, etc. [32].

**b. Comportarea tehnologică la sudare** evidențiază posibilitatea de realizare a sudurii cu caracteristici adecvate cu materialul nominalizat și cu tehnologie atestată. Factorii principali de influență sunt:

- în etapa de pregătire pentru sudare: procedeu de sudare, tipul îmbinării, forma și dimensiunile rostului, materialele de adaos, preîncălzirea, etc. ;
- pe durata execuției sudurii: nivelul și modul de inducere a energiei liniare în procesul de sudare, sensibilitatea la supraîncălzire a materialului matricei, temperatura între treceri, ordinea de sudare, etc. ;
- după sudare: tratamente termice de detensionare, condiții de răcire, etc.

**c. Comportarea constructivă la sudare** caracterizează capacitatea de realizare a structurii metalice din materiale nominalizate, îndeplinind cerințele de exploatare în condiții tehnice și economice favorabile. Factorii principali de influență sunt:

- concepția constructivă caracterizată prin fluxul de forțe, configurația și amplasarea sudurilor, grosimea materialului de bază, efectul de concentrare geometrică a tensiunilor, rigiditatea, flexibilitatea, etc. ;
- starea de tensiune caracterizată prin mărimea, natura, distribuția tensiunilor, condițiile și parametrii de solicitare, mediul tehnologic, mediul înconjurător, etc. [33].

Analiza compatibilității la sudare are caracter preventiv, pentru evitarea greșelilor la elaborarea tehnologiei.

### 2.3. Procedee și metode de îmbinare

Aluminiul domină clasa de materiale MMCs și pentru care s-au efectuat studii concretizate prin aplicații practice industriale. Cele mai frecvente procedee de îmbinare sunt:

- prin topire;
- în stare solidă;
- metode hibride sau specifice anumitor aplicații.

### 2.3.1. Procedee de sudare prin topire

Sudarea prin topire reprezintă procedeul cel mai des utilizat pentru sudarea MMCs și CMCs, datorită evidențelor economice și flexibilitatea de aplicare efectivă. Studiile s-au concentrat pe aspecte specifice pentru evitarea apariției defectelor și obținerea de îmbinări sudate în regim de asigurare a calității.

Sunt de remarcat direcțiile:

- întinderea și aderența pe suprafață, înmuierea suprafeței componentelor și tratamente termice;
- stabilirea parametrilor optimi de sudare, pornind de la analiza particularităților formării îmbinărilor sudate;
- efectele specifice ale proceselor termice și mecanice la sudare.

Procesele de aplicare, aderență pe suprafață a materialelor de adaos și de înmuiere la sudarea materialelor MMCs și CMCs, devin deosebit de complexe la sudarea prin topire. În cazul MMCs, respectiv CMCs cu elemente de ranforsare SiC, Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>, B<sub>4</sub>C, TiC, extinderea fazei lichide are loc pe arie extinsă a stratului de fibră. Trebuie rezolvate două probleme principale:

- asigurarea extinderii necesare a fazei lichide din matricea de bază și obținerea unei cusături cu forma și dimensiunile anterior precizate;
- asigurarea îmbinării complete a straturilor de fibre pentru a evita apariția discontinuităților între acestea.

Aceste aspecte reclamă analiza detaliată a proceselor de interacțiune interfazică ținând cont de deformațiile datorate eterogenității componentelor și prezenței fibrelor menționate. Practica a evidențiat următoarele dificultăți la sudarea prin topire a materialelor menționate:

- vâscozitatea ridicată a topiturii la temperatură superioară celei de topire;
- efecte de segragare la resolidificarea topiturii;
- interacțiuni între matricea de bază și materialele de ranforsare;
- emisii de gaze, cu generarea de pori în materialul resolidificat.

Datorită vâscozității ridicate se realizează dificil amestecul și omogenizarea materialului matricei și cel suplimentar introdus în proces. Problema poate să fie atenuată prin utilizarea materialului de adaos din Al bogat în Si, sau prin utilizarea matricei aliate cu conținut ridicat de Si [34].

Segregarea se evidențiază în timpul sudării prin topire a MMC cu Al, ranforsate cu SiC. Asemenea particule ceramice sunt eliminate prin frontul de solidificare, ceea ce generează formarea zonelor fără particule de ranforsare. Soluția de îmbunătățire a situației poate să fie adoptată în cazul ranforsării cu particule de Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> prin utilizarea unui material de adaos cu conținut ridicat de Mg.

Încercarea de diminuare a vâscozității topiturii prin ridicarea temperaturii tinde să înrăutățească interacțiunea dintre matrice și elementele de ranforsare. Asemenea situații au fost sesizate în cazul Al-SiC, unde s-au format „palette” de Al<sub>4</sub>C<sub>3</sub> și blocuri pe bază de Si. În timpul solidificării, în zona interfeței, se separă particule de ranforsare în unele zone, dar sunt zone în care asemenea particule lipsesc. Situația se corelează cu mărirea elementelor de ranforsare, viteza de răcire și greutatea specifică a matricei, respectiv a acestor particule de ranforsare, inclusiv interacțiunile dintre matrice și particulele de ranforsare. Reacțiile apărute la nivelul armătură-matrice în timpul sudării MMC este Al-SiC. Când carbura de siliciu este expusă la Al topit suficient și temperatura este cea necesară, are loc următoarea reacție:





în care: [l] - indică faza lichidă;

[s] - indică faza solidă.

Această reacție este ireversibilă și se produce la temperaturi de peste 730°C, la aliaje cu nivel scăzut de Si. Se constată că nu numai armătura din SiC s-a consumat parțial, ci și faza de Al rezultată rămâne aciculară. Astfel, procedeele de sudare prin topire nu se recomandă, în general pentru materiale compozite Al/SiC, în afară de cazul în care temperatura băii de sudare este menținută scăzută, sau compoziția chimică a băii topite este schimbată. Este necesar cel puțin 7% Si pentru a inhiba reacția. Este de preferat să existe această compoziție chimică în aliajul matricei.

O altă orientare este utilizarea unui metal reactiv, de ex. titan, deoarece reacția carburii de titan este favorabilă din punct de vedere termodinamic, față de reacția carburii de aluminiu. Carbura disociată de siliciu poate fi înlocuită de carbura de titan, cu o eficiență egală ca armătură. Titanul în exces rămâne în soluție cu aluminiu sau reprecipitat ca o fază intermetalică fină a Ti<sub>3</sub>Al sau TiAl în următoarea reacție:



Desigur, aceasta înseamnă, că, în cazul sudării compozitelor Ti-Si trebuie să fie urmărită degradarea SiC de către matricea de titan. Deși conversia SiC => TiC nu este atât de defavorabilă, ca și cea a carburii Al<sub>4</sub>C<sub>3</sub>, reacția schimbă totuși, în mod semnificativ microstructura la interfața și cristalinitatea armăturii, iar în consecință și caracteristicile sale încărcare - transfer.

Compusul Al<sub>4</sub>C<sub>3</sub> apare ca mici plăcuțe în microstructură.

Prezența acestui compus aduce efecte dezavantajoase pentru îmbinarea realizată, microstructura obținută este deosebit de fragilă, în prezența apei se dezvoltă fenomene de coroziune deosebit de active, conducând la apariția acetilenei, apare dezintegrarea sudurii într-un timp scurt, chiar câteva zile.

Formarea compusului Al<sub>4</sub>C<sub>3</sub> este accelerată de temperatură ridicată. Asemenea situații s-au evidențiat frecvent la sudarea cu fascicul de electroni sau laser, unde există tendința să se formeze noduli/puncte „calde”. Asemenea situații se pot evita prin apariția de „palette” de Al<sub>4</sub>C<sub>3</sub>, prin alegerea riguroasă a parametrilor de sudare și experiența în elaborarea tehnologiei de sudare. Pe de altă parte, compoziția chimică a matricei constituie un element critic al procesului [35]-[37].

Emisiile de gaze la sudarea materialelor MMC și CMC pot să constituie un inconvenient, în cazurile în care aceste materiale au fost obținute prin procedee specifice metalurgiei pulberilor. Dacă este reținut un conținut ridicat de masă gazoasă, în special de hidrogen, există un potențial ridicat de fisurare în ZIT și/sau metalul depus, asociat porozității. Situații de acest gen pot să fie evitate prin apelarea la procedee de degazificare asociate procesului de obținere a materialului matricei sinterizate.

Practica utilizării procedeelelor de sudare prin topire a materialelor MMC și CMC pe bază de Al, orientează soluțiile de aplicare spre:

- sudarea WIG și MIG;
- sudarea laser;
- sudarea cu fascicul de electroni;
- sudarea cu energie înmagazinată;
- sudarea cu flacără.

În continuare se prezintă unele procedee care au dat rezultate, sau sunt în perspectiva extinderii utilizării.

### **A. Sudarea materialelor MMCs și CMCs prin procedeele WIG/MIG.**

Ambele procedee se pretează la sudarea materialelor compozite pe bază de Al datorită flexibilității, ratei ridicate de depunere, posibilităților de automatizare. Protecția zonei arcului și topiturii în medii de gaze inerte este deosebit de importantă, dată fiind temperatura relativ scăzută de topire a materialelor implicate, respectiv predispunerea spre reacții de oxidare. Sunt de menționat câteva aplicații practice în acest domeniu:

**a.** Procedeele WIG a fost utilizat extensiv pentru sudarea materialelor compozite MMCs, pe bază de Al, din clasa 6XXX (Al-Mg-Si). S-a utilizat energie lineară redusă, iar materialul de adaos a avut conținut ridicat de Si. Similar, la sudarea materialelor MMCs pe bază de Al, s-a utilizat material de adaos bogat în Mg pentru prevenirea aglomerării, respectiv separării particulelor neomogene, ceea ce se materializează prin neomogenitate structurală.

Prin utilizarea procedurii WIG la sudarea materialului Al(6061)-B MMCs, fără material de adaos, particulele de armare pe bază de bor au fost supra încălzite, iar procesul a condus la fragmentarea și dizolvarea acestora. Practic, problema a fost rezolvată prin utilizarea materialului de adaos bogat în Si (ER 4043)[38].

Utilizarea procedurii MIG s-a dovedit aplicabil la sudarea materialelor MMCs și CMCs, asigurând productivitatea și calitate superioară procedurii WIG. Rezultatele s-au bazat pe sudarea materialului cu matrice 6061 Al, ramforsat cu particule de B<sub>4</sub>C, utilizând material de adaos. Performanțe mai ridicate tehnic și economic s-au obținut prin utilizarea procedurii MIG la sudarea materialelor MMCs.

**b.** Procedeele WIG/MIG au dat rezultate la sudarea materialelor tip 2080/SiC cu grosimea de 3,1 mm, respectiv aliajul 7475/SiC cu grosime de 2 mm. Pe suprafața îmbinării s-a remarcat o depunere cu aspect de funingine, iar asperitățile suprafeței îmbinării au fost mai mari decât la sudurile aliajelor de Al fără compuși de armare. Cu toate acestea, la examinarea macrostructurală, se apreciază drept bună calitate depunerii. Pe de altă parte, nu au fost remarcate fisuri, pori, lipsă de topire, respectiv segregării semnificative. Se apreciază că la aspectul favorabil a contribuit coborârea compusului SiC în secțiunea sudurii [38]. Examinarea prin microscopie optică nu a evidențiat formarea compusului Al<sub>4</sub>C<sub>3</sub> sub formă aciculară.

La aceeași concluzie s-a ajuns și la sudarea autogenă, chiar dacă vâscozitatea topiturii a fost ridicată.

Aprofundarea cercetărilor s-a efectuat pentru evaluarea microstructurală în detaliu. Astfel, a prezentat interes investigarea posibilelor reacții dintre SiC și matricea topită de Al. Examinarea prin microscopie electronică prin dispersie a materialului sudat 2080/SiC evidențiază că structura de solidificare este strâns asociată cu distribuția particulelor. Nu există nici o confirmare că particulele de SiC acționează ca centre de germinare, dar există faze interdendritice, bogate în Cu și Mg, adiacente particulelor de SiC.

Analizând distribuția particulelor de SiC se evidențiază că acestea sunt îndepărtate de la interfața de solidificare, fiind înconjurate, înglobate, în materialul care se solidifică mai târziu. Determinările de duritate la aliajul sudat 2080/SiC evidențiază scăderea semnificativă a durității de la 160-170 HV în materialul de bază, la 140-145 HV în sudură. În schimb, la sudarea aliajului 7475/SiC nu se remarcă o asemenea afectare a durității. Valorile înregistrate se situează în intervalul 180-190 HV traversând zonele sudurii [39], [40].

### B. Sudarea cu flacără oxiacetilenică a MMCs și CMCs.

Experimentările de sudare autogenă a aliajului 2080/SiC cu material de adaos tip 4047A (Al-Si) au evidențiat că există o slabă amestecare cu materialul MMC [41]. Materialul 4047A are o fluiditate deosebit de ridicată. Rezultate mai bune s-au obținut prin utilizarea parametrilor tehnologici care diminuează diluția. Este important să se asigure susținerea la bază a băii topite, o modelare a materialului depus, inclusiv protecția după sudare prin dirijarea vitezei de răcire.

În multe cazuri, operația de sudare este mai mult o brazare decât sudare, chiar dacă materialul MMC este topit în timpul realizării îmbinării.

Examinarea prin microscopie optică nu evidențiază formarea compusului  $Al_4C_3$ . Totuși, s-a evidențiat o anumită amestecare între materialul de adaos și materialul de bază MMC la interfața dintre cele două.

Examinarea prin microscopie electronică, evidențiază formarea unui compus eutectic Al-Si în materialul de adaos topit înconjurând particulele de SiC, poziționate la interfața material de adaos/MMC. Urme ale eutecticului Al-Si s-au identificat până la distanța de 2 mm de particule, dar neasociate sistematic cu redistribuirea particulelor de ranforsare. Explorând la mărimi mari prin microscopie electronică, nu se identifică prezența compusului  $Al_4C_3$ . Situația nu este surprinzătoare deoarece:

- ciclul termic de la sudarea autogenă nu este disimilar, unde se formează compusul  $Al_4C_3$ ;
- unul dintre produsele implicate este Si pur.

În îmbinare există suficient Si pur din eutecticul Al-Si, ceea ce reduce intensitatea reacțiilor. Acest efect este utilizat la turnarea produselor Al-SiC.

Este de așteptat, ceea ce s-a confirmat, că duritatea în zona aliajului 4047A să fie mult mai redusă decât în zona aliajului 7475/SiC, cu toate că s-a evidențiat o creștere semnificativă după tratamentul de punere în soluție și îmbătrânire. În materialul de bază, duritatea a fost de 160 HV, iar în starea sudată a fost de 90 HV. După tratamentul termic, duritatea a crescut la 150 HV [42], [43].

### C. Sudarea cu laser a MMCs și CMCs.

Sudarea cu laser face parte dintre procedeele de sudare prin topire. Din punctul de vedere al densității de putere ocupă locul întâi ( $10^9 W/cm^2$ ), făcând parte din aceeași categorie cu procedeul de sudare cu fascicul de electroni. Densitatea mare de putere este determinată de posibilitatea focalizării energiei radiației în spoturi cu dimensiuni de ordinul a zecilor de micrometri. Avantajele sudării cu laser în comparație cu alte procedee de sudare sunt:

- posibilitatea sudării materialelor cu proprietăți fizice diferite;
- posibilitatea sudării printr-o fereastră transparentă pentru lungimea de undă a laserului (interesantă atunci când nu există o accesibilitate a capului de sudare la locul îmbinării);
- fasciculul laser nu este perturbat de câmpul magnetic parazit al componentelor de sudat sau al echipamentului de sudat;
- printr-o dispunere convenabilă a oglinzilor, fasciculul laser poate fi dirijat spre punctele de sudat greu accesibile;
- spre deosebire de fasciculul de electroni, cu fasciculul laser se poate suda în diferite medii transparente (aer, gaze inerte), fără a avea loc o afectare semnificativă a lui;

### 36 Situația actuală în domeniul materialelor compozite cu matrice metalică

- utilizarea procedeului nu afectează sănătatea operatorilor și mediul înconjurător așa cum se întâmplă cu alte procedee de sudare.

Dezavantajele sudării cu laser în comparație cu alte procedee de sudare sunt:

- randament energetic relativ scăzut;
- cost mare al funcționării determinat de consumul important de gaze (He, CO<sub>2</sub>) pentru împăștarea cavității de apă pentru răcire și de gaze pentru protecția sudurii;
- cost ridicat al echipamentului de sudat (la puteri de 6 ÷ 10 kW, la ora actuală, costul este mai ridicat decât în cazul fasciculului de electroni);
- frecvența de baleiaj limitată față de fasciculul de electroni, datorită deflecției și vibrației fasciculului laser cu instalații mecanice.

Parametrii de sudare specifici tehnologiei laser sunt:

**a.** Puterea fasciculului  $P_f$  - reprezintă energia emisă de sursă în unitatea de timp. Aceasta depinde de presiunea din cavitate și de condițiile de preionizare și descărcare a mediului. Reglarea puterii se face prin acționarea asupra acestor factori, fie în buclă deschisă, fie în buclă închisă, utilizând în cazul din urmă informațiile furnizate de fascicul la ieșirea din cavitație.

**b.** Distanța de lucru (focalizarea fasciculului laser pe piesele de sudat). La un sistem optic dat, distanța focală este de asemenea dată. Schimbarea distanței de lucru se poate face numai prin apropierea sau îndepărtarea componentelor de sudat de focarul sistemului optic. Dacă componentele de sudat sunt voluminoase sau au forme complexe, o asemenea reglare prezintă dificultăți [41].

**c.** Oscilația fasciculului poate fi necesară în anumite aplicații, putând fi reglată prin vibrarea mecanică a oglinzilor, plasate convenabil pe parcursul fasciculului. Frecvențele obținute sunt relativ scăzute (de ordinul a 2000 cicluri/secundă).

**d.** Viteza de sudare, definită prin viteza relativă a fasciculului în raport cu componentele de sudat, se reglează prin sisteme clasice. În Figura 2.4 se prezintă rezultatele experimentale privind pătrunderea fasciculului laser în oțelul inoxidabil în funcție de puterea fasciculului, la diferite viteze de sudare.

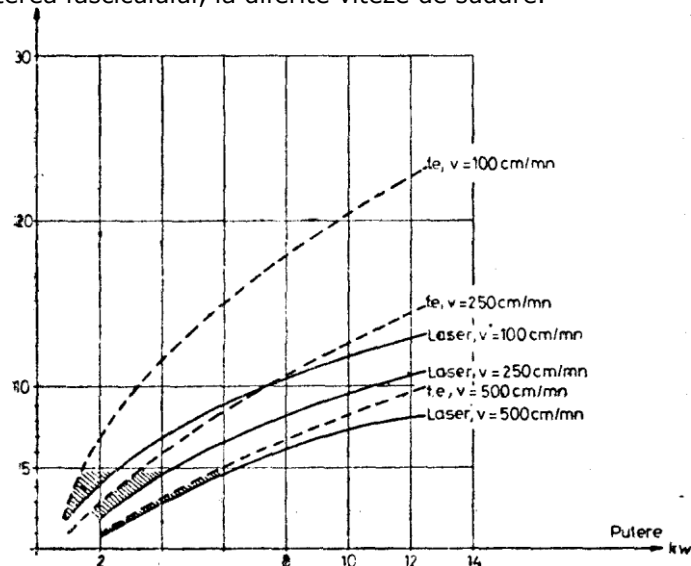


Figura 2.4. Pătrunderea fasciculului laser în oțelul inoxidabil în funcție de putere, la diferite viteze de sudare, în comparație cu pătrunderea fasciculului de electroni

Se observă că pentru o pătrundere la sudare de  $\sim 12$  mm este necesar un fascicul laser cu o putere de  $\sim 10$  kW. O asemenea pătrundere se poate obține dintr-o singură trecere cu o viteză de sudare de 90 cm/min. Micșorarea vitezei sub această valoare nu mărește pătrunderea, ci lărgeste doar zona topită. Mărirea puterii fasciculului de 20 kW mărește pătrunderea doar la 15 mm. La pătrunderi sub 5 mm în metale, laserul și fasciculul de electroni au performanțe similare la puteri egale. La grosimi ale componentelor de sudat peste 10 mm, pătrunderea fasciculului de electroni continuă să crească cu puterea fasciculului, în timp ce pătrunderea fasciculului laser pare să tindă la o valoare limită.

Primele experimentări de sudare cu laser s-au realizat în regim de impulsuri (cu laser rubin), sudându-se în puncte sârme și folii de metale subțiri ( $g < 1$  mm). Cu laserii având posibilitatea de funcționare în regim continuu ( $\text{CO}_2$ , YAG-Nd) se pot suda și componente cu grosimi mai mari ( $g = 12$  mm), realizându-se suduri continue.

Performanțele care se pot realiza la sudarea cu laser depind, pe lângă parametrii fasciculului laser (putere, focalizare, lungime de undă) și de proprietățile materialelor de sudat (reflectivitate, conductibilitate termică, grosime, starea suprafeței) [44].

Coeficientul de reflexie depinde atât de natura metalului de sudat, cât și de lungimea de undă a fasciculului laser utilizat. În Tabel 2.1 sunt date valori ale acestor coeficienți pentru câteva metale.

La elaborarea tehnologiei de sudare a materialelor compozite pe bază de Al, din clasa MMC și CMC, este necesară o densitate de putere adaptată pentru a asigura interacțiunea materialelor și asigurarea „beam coupling” [45]. Aceasta este de circa patru ori mai mare la materialele MMCs decât la aliajele neomogene de Al. În consecință, se apelează la metoda de lucru LB, asigurând pătrundere mare la sudurile în V.

Tabel 2.1. Valoarea coeficienților de reflexie ale unor metale pentru diferite lungimi de undă ale fasciculului laser

Tipul laserului	Rubin, $\lambda=0,69 \mu\text{m}$	Yag:Nd, $\lambda=1,06 \mu\text{m}$	$\text{CO}_2$ , $\lambda=10,6 \mu\text{m}$
Metalul	Coeficientul de reflexie [%]		
Cupru	83	92	99
Fier	59	65	95
Nichel	69	75	97

Fără îndoială că fasciculul laser interacționează cu particulele de SiC, furnizând o deteriorare a microstructurii din zona sudurii care conține  $\text{Al}_4\text{C}_3$ , Si primar, respectiv eutecticul Al-Si. Este posibil să se limiteze extinderea acestei reacții prin controlul și modul de introducere a energiei în proces. O altă soluție este adăugarea de elemente chimice care să formeze carburi, cum este Ti. Se utilizează material de adaos sub formă de sârmă, sau se interpune o folie de titan între componentele de sudat [46].

La utilizarea ca materiale de ranforsare a compușilor  $\text{Al}_2\text{O}_3$  și  $\text{B}_4\text{C}$  nu au fost evidențiate asemenea probleme.

Elaborarea tehnologiei de sudare a materialelor MMC și CMC necesită multe experimentări deoarece caracteristicile fizice ale matricei pe bază de Al sunt semnificativ diferite de ale compușilor de ranforsare. Această eterogenitate de

comportări face ca procesul să fie instabil, iar în topitură să aibă loc migrarea componentelor. Rezultatul este eterogenitatea caracteristicilor de utilizare.

#### D. Sudarea cu fascicul de electroni a MMCs și CMCs.

Sudarea cu fascicul de electroni face parte din grupa procedeelor de sudare prin topire. Sursa termică o constituie un fascicul de electroni concentrat, având viteză și energie cinetică mare care bombardează componentele de sudat. La impactul fascicolului de electroni cu componentele de sudat, energia cinetică a acestuia se transformă în căldură și are loc o încălzire locală, rapidă, a materialului. Procesul de sudare decurge în vid, deoarece atmosfera ar provoca o frânare și dispersie a fascicolului.

Procedeul de sudare cu fascicul de electroni operează cu o densitate de putere foarte mare - puterea specifică  $5 \cdot 10^8$  W/cm<sup>2</sup> pe suprafața minimă de acțiune de  $10^{-7}$  cm<sup>2</sup>. În comparație cu celelalte procedee de sudare prin topire, sudarea cu fascicul de electroni se plasează pe locul al doilea sub aspectul densităților de putere realizate, respectiv al dimensiunilor minime ale suprafeței de acțiune.

Densitatea de putere mare a procedurii reduce pierderile prin conducție termică, măbind astfel pătrunderea sudurii. Se ajunge, în felul acesta, să se sudeze printr-o trecere, fără material de adaos, componente cu grosimi ale metalelor până la 300 mm, respectiv cu viteze de sudare de 15-20 m/min. Coeficientul de suplețe al sudurilor, definit ca raportul dintre pătrundere și lățime, are valori până la 50: 1.

În Figura 2.5 se prezintă aspectul unei suduri a componentelor metalice cu fascicul de electroni având pătrunderea  $p=50$  mm și lățimea  $b=2$  mm.

Sudura are laturile practic paralele, zona influențată termic având o lățime redusă, aproximativ egală cu lățimea sudurii. Solicitarea termică a materialului este limitată, astfel, într-un domeniu relativ îngust.

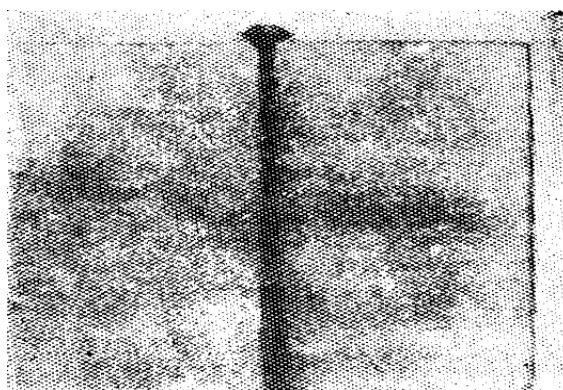


Figura 2.5. Îmbinare cu fascicul de electroni

Energia liniară la sudarea cu fascicul de electroni este numai  $3 \div 10\%$  din valoarea corespunzătoare sudării manuale cu electrozi înveliți. Energia liniară folosită la sudarea cu fascicul de electroni a unor table din oțel carbon cu grosimea de 10 mm este de 0,8 kJ/cm. În cazul îmbinării materialelor compozite, energia liniară este mai redusă.

Datorită concentrării puternice a energiei, precum și a formei sudurii, tensiunile și deformațiile introduse prin sudare cu fascicul de electroni sunt semnificativ mai reduse decât în cazul altor procedee de sudare. Astfel, de exemplu,

contractă transversală la sudarea cap la cap a unor table cu grosimea de 30 mm este de cca. 3 mm la sudarea manuală cu electrozi înveliți, și de cca. 0,3 mm la sudarea cu fascicul de electroni.

Sudarea cu fascicul de electroni având loc în vid se asigură o protecție a materialului topit față de acțiunea gazelor din proces. Procentul de impurificare la sudarea cu fascicul de electroni este la un nivel de vid de  $10^{-3}$  din valoarea corespunzătoare sudării în mediu de argon [37]. Pe lângă particularitățile cu aspect favorabil menționate, procedeul de sudare cu fascicul de electroni are și neajunsuri, dintre care se remarcă complexitatea echipamentelor de sudare și posibila generare a radiației X în timpul sudării.

Comparativ cu sudarea cu laser, sudarea cu fascicul de electroni are loc fără aspecte neașteptate privind reacția Al - SiC. Din aceste considerente, sudarea cu fascicul de electroni are o utilizare limitată la sudarea materialelor MMCs pe bază de Al ranforsate cu SiC. Utilizând tehnologii de sudare cu viteză de sudare ridicată și controlul automat al temperaturii se poate extinde domeniul de utilizare și îmbunătății calitatea sudurilor [44].

#### **E. Sudarea cu energie înmagazinată.**

Este un procedeu din grupa procedeelelor de sudare prin rezistență, în care energia este asigurată de bateria de condensatoare electrice în timp ce forța este aplicată în zona interfeței îmbinării. Datorită descărcării electrice în  $5 \div 25$  milisecunde, procesul este puțin afectat de reacții specifice proceselor cu durată lungă de menținere a băii topite. Rezultatul este dependent de :

- natura și starea suprafețelor materialelor de îmbinat;
- asigurarea forței de apăsare controlate;
- energiei impulsului electric;
- durata impulsului electric.

Sunt publicate rezultate ale experimentărilor pe materiale composite MMCs pe bază de Al și SiC [35].

### **2.3.2. Procedee de sudare în stare solidă**

În această grupă de aplicații se încadrează:

- sudarea prin difuzie;
- sudarea prin frecare;
- sudarea prin frecare cu element activ rotitor;
- sudarea cu ultrasunete.

#### **A. Sudarea prin difuzie.**

Procesul se desfășoară în stare solidă, prin aducerea în contact a componentelor de sudat, menținute sub o forță de apăsare, la temperatură ridicată. Solicitarea mecanică și termică acționează un timp suficient pentru a permite ca la interfață să se dezvolte fenomenul de difuzie.

În cazul materialelor pe bază de Al, încălzirea se realizează până la temperaturi de 325-520 °C. Durata menținerii trebuie să fie corelată cu temperatura, compoziția chimică, starea materialelor componentelor. Suprafețele în contact se prelucrează la  $Ra \leq 0,4 \mu\text{m}$ . Se aplică o degresare eficientă fără agenți care să formeze compuși chimici cu materialele componentelor. În timpul sudării, trebuie să se asigure atmosferă protectoare, sau vid pentru componentele în proces.

#### 40 Situația actuală în domeniul materialelor compozite cu matrice metalică

---

La materialele pe bază de Al există pericolul de oxidare a suprafețelor în contact, concomitent cu deformații plastice importante. Oxidarea suprafețelor se poate evita prin asigurarea atmosferei neutre, sau în medii de gaze protectoare. Particulele de ranforsare pot să consolideze componentele, dar pot să fie și separate din zona tensionată în contact. Se poate utiliza folie de Cu sau Ag la interfața componentelor [47].

#### **B. Sudarea prin frecare.**

Sudarea prin frecare este un procedeu de îmbinare în stare solidă, fără materiale de adaos a componentelor metalice. Una dintre componente este fixată, iar cealaltă este antrenată în mișcare de rotație. Componentele sunt aduse la temperatura de plastifiere optimă, datorită forțelor de frecare generate la interfața lor. Apăsarea axială este deosebit de mare pentru ca forțele de frecare să asigure atingerea stării menționate în cca. 5 secunde. Soluțiile actuale permit sudarea componentelor cu lungime mare, cu forme complexe a secțiunii transversale. În acest caz se recurge la o piesă intermediară care execută mișcare de rotație. Mișcarea poate fi și alternativă.

Avantajele procedurii:

- se pot îmbina componente metalice identice sau diferite chimic sau metalurgic;
- zona influențată termic este deosebit de îngustă;
- componentele de sudat sunt în stare finală de prelucrare tehnologică;
- productivitatea procedurii este ridicată;
- este un procedeu care nu afectează sănătatea operatorilor;
- procedeu este ecologic, nedegajând noxe în mediul de lucru;
- realizarea îmbinării nu necesită material de adaos.

Dezavantajele procedurii:

- are loc scurtarea axială ( $\Delta l$ ) a componentelor prin formarea bavurilor;
- utilajul de lucru este complex conținând subsamble cu putere electrică ridicată;
- subsamblul hidraulic cu presiune ridicată, ridică costurile de achiziție și exploatare;
- eficiența procedurii este corelată cu producția de serie mare și masă.

Parametrii tehnologici sunt diferențiați pe următoarele etape ale procesului:

- încălzirea la interfața componentelor;
- oprirea din mișcarea relativă a componentelor;
- refularea și răcirea îmbinării.

Tehnologia de sudare impune prescrierea inițială a următorilor parametri de lucru:

- viteza de rotație a componentelor în vederea încălzirii;
- presiunea inițială pentru încălzirea componentelor;
- durata de încălzire;
- timpul pentru oprirea componentelor din mișcarea de rotație;
- presiunea pentru refulare;
- durata de refulare.

La sudarea materialelor MMCs și CMCs pe bază de Al există pericolul de oxidare la temperatura de plastifiere. Succesul procesului depinde de deformabilitatea importantă cerută fără să apară fisuri, deoarece sunt implicate deformări specifice forjării și extrudării [48], [49].



### C. Sudarea prin frecare cu element activ rotitor.

Frecarea prin sudare cu element activ rotitor a fost inventat de către Institutul de sudura (TWI) din Anglia în 1991 și este o tehnică de îmbinare în stare solidă și a fost inițial aplicată aliajelor de aluminiu și apoi s-a extins în îmbinarea Al, Mg, Cu, Ti și aliajelor lor, dar și la oțeluri. Procedeele aparțin grupului de procedee de sudare în stare solidă, utilizând energia mecanică pentru încălzirea componentelor [50].

Conceptul de bază al FSW este acela că o sculă neconsumabilă rotativă cu un pin și un umăr special proiectat, se introduce la marginea foilor sau plăcilor ce urmează a fi îmbinate și după care se deplasează de-a lungul liniei de îmbinare.

Procesul de sudare prin frecare cu element activ rotitor este un proces de îmbinare termo-mecanică în stare solidă, care transformă metalul din stare solidă în stare plastică, după care este amestecat mecanic sub presiune pentru a forma îmbinarea sudată. Este utilizată o unealtă rotativă neconsumabilă cu umăr și pin tratat termic. Pinul este puțin mai scurt decât grosimea pieselor ce urmează a fi sudate și diametrul pinului este puțin mai mare decât grosimea pieselor ce urmează a fi sudate. În sudarea FSW o unealtă cilindrică cu un pin tratat termic și profilat este rotit cu o viteză constantă și angrenat cu o viteză constantă pe linia de îmbinare între două folii sau plăci de material, care sunt îmbinate împreună așa cum este prezentat în Figura 2.6. Piesele trebuie fixate pe un suport în așa manieră încât să nu permită deplasarea pieselor înspre exterior. Lungimea pinului este puțin mai mică decât adâncimea necesară sudurii și umărul uneltei ar trebui să fie în contact cu suprafața pielor de lucru. Rețineți că fața de avans și fața de retragere a sudurii sunt definite relativ la direcția de rotație a uneltei de sudare. Fața de avans este acea față a sudurii unde direcția de rotație a uneltei este aceeași cu direcția de deplasare a uneltei, iar fața de retragere este acea față a sudurii unde direcția de rotație a uneltei este contrară direcției de deplasare a uneltei.

În timpul sudurii, materialul este adunat de pe fața de avans și depozitat pe fața de retragere [51].

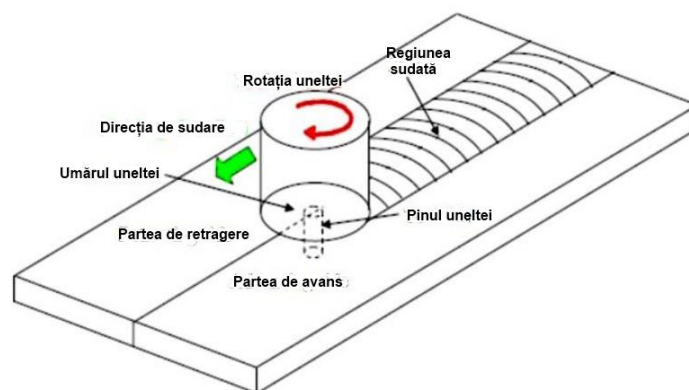


Figura 2.6. Schema procesului de sudare prin frecare cu element activ rotitor

Rolul uneltei în procesul de sudare este acela de a încălzi piesa de lucru până la temperatura de plastifiere, de a mișca materialul pentru a realiza îmbinarea și de a menține metalul fierbinte tot timpul sub umărul uneltei. Încălzirea prin frecare creată în piesa de lucru se datorează frecării dintre pin și umărul uneltei și deformării plastice severe a piesei de lucru. Această caldură împreună cu căldura

#### 42 Situația actuală în domeniul materialelor compozite cu matrice metalică

generată de procesul mecanic de amestecare și căldura adiabatică din cadrul materialului, cauzează amestecarea materialului și înmuierea acestuia fără a ajunge la temperatura de topire.

În timp ce pinul se deplasează în direcția de sudare, datorită profilului, materialul plastifiat este mutat din față în spatele pinului, acoperind astfel gaura lăsată de către unelă. Umărul sculei restricționează curgerea materialului la un nivel echivalent cu poziția umărului.

În procesul de sudare FSW sunt incluse 4 etape principale distincte:

- pătrunderea uneltei - este procesul în care pinul uneltei este forțat să intre în piesele ce urmează a fi îmbinate;
- perioada de contact - după pătrundere, o anumită perioadă de timp unelă se rotește în contact cu plăcile sau foile de metal, dar fără a se deplasa. Aceasta generează o căldură inițială pentru plastifierea materialului înainte să înceapă deplasarea uneltei;
- îmbinarea - se începe deplasarea și unelă se mișcă de-a lungul liniei de îmbinare, îmbinând astfel materialele;
- sfârșitul îmbinării/retragerea uneltei - procesul este finalizat atunci când unelă este retrasă din piesele de lucru, rămânând o gaură în piesa de lucru.

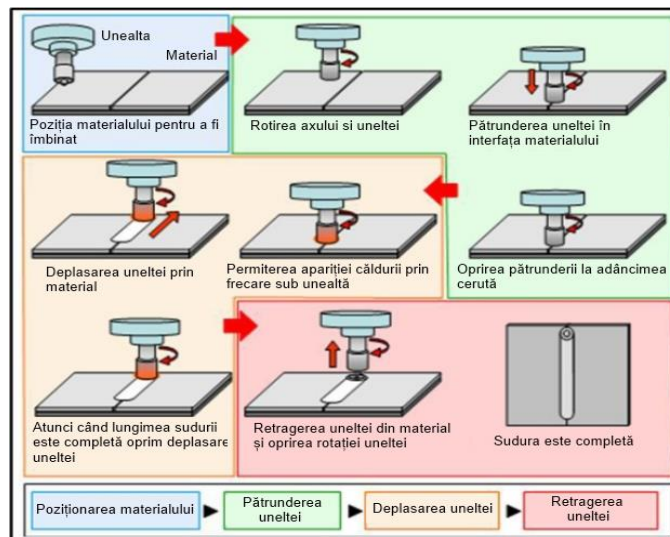


Figura 2.7. Etapele procesului de sudare FSW

Ca rezultat a acțiunii uneltei și influența asupra piesei de lucru, atunci când este executat corect, este realizată o îmbinare în stare solidă. Datorită caracteristicilor geometrice diferite ale uneltei, circulația materialului în jurul pinului poate să fie complexă, cu gradienti de deformare, temperatură și rată de deformare [52].

În consecință, microstructura zonei nucleului reflectă aceste diferite istorii termomecanice care nu sunt omogene. În ciuda eterogenității microstructurale locale, unul dintre beneficiile semnificative ale acestui proces este recristalizarea echiaxială completă, este creată în nucleu o microstructură cu grăunți fini datorită unei deformări plastice intense la o temperatură ridicată. Microstructura cu grăunți

fini produce caracteristici mecanice excelente, caracteristici bune de oboseală și o plasticitate excepțională [53]-[55].

Procedeeul FSW este considerat cea mai semnificativă evoluție în tehnica îmbinării materialelor și este în plus și o „tehnologie verde” datorită eficienței sale energetice, extrem de versatile și prietenoase cu mediul. În comparație cu metodele convenționale de sudare, procedeeul FSW consumă considerabil mai puțină energie și nu crează emisii nocive în timpul sudării [56]. În plus, sudarea FSW nu necesită utilizarea unui material de adaos, și este posibilă îmbinarea tuturor aliajelor de aluminiu, fără nici o preocupare pentru compatibilitatea compoziției sau probleme în apariția fisurilor datorate solidificării, problemă întâlnită des la sudarea convențională.

Procesul FSW poate fi aplicat pe diferite forme geometrice și pe tipuri variate de îmbinări cum ar fi, îmbinări cap la cap, îmbinări suprapuse, îmbinări în T și îmbinare în colț [57]. Pentru îmbinarea cap la cap și suprapuse este recomandabil să utilizați o placă de suport. Acest lucru previne ca fețele comune ale pieselor ce urmează a fi îmbinate să fie forțate înspre exterior, în timp ce, este necesar ca placa suport să reziste forțelor dezvoltate de procedeeul FSW și de piesa de lucru. În timpul pătrunderii inițiale a uneltei, forțele laterale sunt de asemenea destul de mari și o atenție mai mare trebuie acordată pentru a evita ca plăcile la îmbinarea cap la cap să nu se separe.

Procedeeul FSW devine din ce în ce o alegere a industriei datorită cerințelor tot mai exigente a aplicațiilor, deoarece procesul este lipsit de o topire a materialului și de tensiuni reziduale în exces, în comparație cu procesele convenționale de sudare în stare topită. Acest rezultat este susținut de către acei autori care au observat că deformațiile severe și tensiunile reziduale generate sunt foarte scăzute în comparație cu procedeele convenționale de sudare [58]-[61]. În prezent procedeeul FSW este utilizat pentru îmbinarea aliajelor similare și disimilare în construcția de nave în industria maritimă, aerospațială, industria căilor ferate, etc. În plus tehnologia oferă un avantaj semnificativ în industria aluminiului, iar în industria automotive este folosită deja tehnica pentru sudarea jantelor, structura șasiului și brațelor de suspensie. În comparație cu metodele convenționale de sudare prin topire, FSW oferă o serie de avantaje:

Beneficii metalurgice:

- procesare în stare solidă;
- deformări mici;
- stabilitate dimensională și repetabilitate bună;
- nefolosirea elementelor de aliere;
- caracteristici mecanice excelente în zona îmbinată;
- microstructură recristalizată fin;
- absența fisurilor după solidificare.

Beneficii ecologice:

- nu necesită folosirea unui gaz protector pentru materiale cu o temperatură joasă de topire;
- nu necesită o curățire specială a suprafețelor;
- elimină deșeurile după șlefuire;
- elimină solvenții necesari pentru curățare;
- economisirea materialelor consumabile;
- fără emisii dăunătoare.

Beneficii energetice:

- îmbunătățirea materialelor utilizate (ex. îmbinarea cu grosimi diferite) permite reducerea în greutate;

#### 44 Situația actuală în domeniul materialelor compozite cu matrice metalică

- este necesar o energie de doar 2.5% din energia necesară sudării cu laser;
- scăderea consumului de combustibil la aeronave, în automotive.

Sunt cunoscute unele dezavantaje legate de:

- aplicarea pe materiale neferoase, datorită forțelor și puterilor necesare, limitate ale echipamentelor;
- se pot îmbina componente cu precădere cu configurații plane.

Rezultatele microstructurii și distribuția materialului produsă în timpul procesului FSW a materialelor compozite este dependent de câțiva factori. Factorii care contribuie includ compoziția materialului, parametrii de sudare, grosimea materialului de sudare și alți factori geometrici. Compoziția aliajului determină mecanismele de consolidare disponibile și cum va fi afectat materialul de către temperatură și de deformare după sudare. Grosimea plăcilor și alți factori geometrici (fixarea în placa suport), poate afecta distribuția temperaturii în zona îmbinată [62].

Ca și în multe alte noi tehnologii, o nouă nomenclatură este necesară pentru a descrie cu precizie observațiile. În procesul FSW, au fost necesari termeni noi pentru a descrie în mod adecvat microstructura sudurii. Prima încercare de a clasifica microstructura procesului FSW a fost făcută de către Threadgill [63].

Figura 2.8 identifică zone diferite ale microstructurii după procesul FSW.

O scurtă descriere a zonelor diferite sunt prezentate după cum urmează:

**Material neafectat sau material de bază (BM):** nu are legătură cu sudura, care nu a fost deformat și deși este posibil să fi experimentat un ciclu termic în timpul sudurii, nu este afectat de căldură în termeni de microstructură și proprietăți mecanice.

**Zona afectată termic (HAZ):** În această regiune, care se poziționează mai aproape de centrul sudurii, unde materialul a suferit un ciclu termic care modifică microstructura sau caracteristicile mecanice. În această zonă nu apare o deformare plastică.

**Zona afectată termo-mecanic (TMAZ):** În această regiune, unele de sudare deformează plastic materialul, și căldura generată în timpul procesului exercită o influență asupra materialului. În cazul aluminiului, este posibil să se obțină o deformare plastică suficientă fără recristalizare în această regiune și există în general o graniță distinctă între zona recristalizată și zona deformată a zonei afectate termo-mecanic (TMAZ).

**Nucleul sudurii:** Este o zona recristalizată complet, câteodată numită și zonă amestecată (SZ) sau nucleu amestecat (SN), această zonă face referire la zona ocupată de către pinul uneltei de sudare. Termenul de zonă amestecată este cel mai des utilizată în procesarea prin FSW, unde un volum mare de material este procesat.

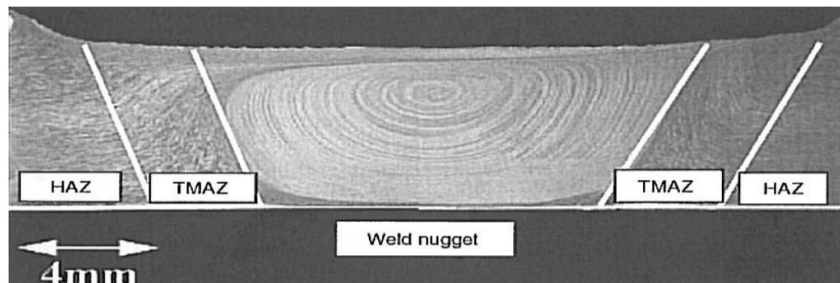


Figura 2.8. Sudură tipică procesului FSW arătând microstructura zonelor [64]

Procedeeul FSW poate fi aplicat pe multe forme geometrice structurale și pe tipuri variate de îmbinări cum ar fi: suduri cap la cap, suduri suprapuse, suduri în „T” [57], [65]. Configurațiile îmbinării cele mai convenabile sunt sudurile cap la cap și sudurile suprapuse. În Figura 2.9.a este prezentată o îmbinare sudată cap la cap prin procedeul FSW. Două plăci și foi de aceeași grosime sunt plasate pe o placă suport, și fixate ferm pentru a prevenii deplasarea plăcilor/foilor una de alta înspre exterior. Este necesar ca placa suport să reziste forțelor asociate procedeului FSW și piesei de lucru.

În timpul pătrunderii uneltei, forțele laterale sunt destul de mari și o extra grijă cerută este de a asigura că plăcile la sudarea cap la cap să nu se separe. Poziția uneltei și adâncimea de penetrare în timpul sudării sunt menținute de fiecare poziție de control sau de controlul forței aplicate. Pe altă parte pentru o îmbinare suprapusă sunt fixate două plăci sau foi unde putem să avem sau nu nevoie de placă suport, acest lucru depinzând de grosimea celei mai subțiri plăci, vezi Figura 2.9.d.

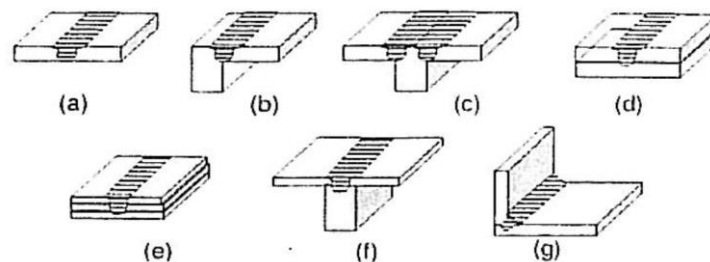


Figura 2.9. Configurațiile îmbinării FSW: a) Sudură cap la cap ; b) Sudură de colț cap la cap; c) Sudură „T” cap la cap; d) Sudură suprapusă; e) Sudură suprapusă multiplă; f) Sudură „T” suprapusă; g) Sudură de colț [52].

În timpul sudării materialelor compozite cu matrice metalică, particulele de ranforsare a materialelor compozite exercită uzura relativ rapidă a sculei de lucru. O problemă aparte în acest sens o exercită prezența SiC, a particulelor similare dure și abrazive. Sunt demarate, chiar finalizate, studii bazate pe utilizarea procedeului FSW la sudarea materialelor compozite pe bază de aluminiu. Rezultatele obținute sunt deosebit de atractive, deoarece se poate preveni apariția anumitor defecte tipice de la sudarea prin topire: sufluri, reacții chimice la interfața matricei metalice topite și elementele de ranforsare, neuniformitatea distribuției materialelor de ranforsare după sudare.

Compozitele cu matrice metalică sunt materiale deosebit de atractive, datorită „stiffness” lor ridicată, rezistență superioară la uzare față de a aliajelor fără elemente de ranforsare. În particular, materialele compozite pe bază de aluminiu, cu particule disperse de ranforsare, datorită costului lor scăzut și posibilităților de procesare prin procedee de prelucrare clasice: extruziune, forjare, laminare, sunt candidate excelente pentru componente ale structurilor aerospațiale, industria de autovehicule, etc. Se depun eforturi intense, deosebite pentru dezvoltarea de materiale compozite cu performanțe superioare, inclusiv pentru îmbinarea acestor materiale. Avantajele economice recomandă materialele CMC și MMC, dar sunt totuși restricții în utilizarea lor privind aplicarea procedeelor de elaborare și procesare ulterioară. Astfel, diferențele între punctele de topire ale matricei și elementele de ranforsare, de asemenea între coeficienții de dilatare, respectiv

conductibilitate termică a acestora, reacțiile chimice la interfața matricei aliajului topit și particulele de ranforsare, distribuția neomogenă a particulelor de ranforsare după sudare, constituie aceste restricții [66].

Sudarea prin frecare în stare solidă (FSW) a câștigat teren, conducând la unele caracteristici de utilizare superioare materialului matricei de bază. Este cazul studiilor întreprinse pe aliajul de aluminiu 6061, cu 20 % particule de ranforsare  $Al_2O_3$  [67].

Operațiile tehnologice constau în:

- extrudare;
- tratament termic;
- sudare FSW;
- evaluarea microstructurală optică și electronică;
- evaluarea prin analiză spectrală;
- determinarea microdurității;
- încercarea la tracțiune;
- încercarea la oboseală.

Rezultatele încercărilor pe materialul compozit AA6061/ $Al_2O_3$  în stare tratat termic au vizat evaluarea microdurității pe direcția care traversează toate zonele îmbinării, respectiv, mai multe plane paralele pe grosimea îmbinării. S-a evidențiat o scădere de circa 20 %, de la 77 HV0,02 în materialul de bază neafectat de proces, la 60 HV0,02 în centrul zonei sudurii FSW. Și la sudarea aliajului de aluminiu 6061, duritatea scade dinspre materialul de bază spre zona sudurii, chiar dacă materialul este supus efectului de îmbătrânire datorită încălzirii locale prin frecare.

Încercările mecanice au vizat epruvete plate, tăiate și prelucrate cu mare economie de material. Rezultatele încercării pe materialul compozit AA6061/ $Al_2O_3$  în stare tratat termic, respectiv după sudarea prin procedeul FSW, evidențiază diminuarea valorii maxime a rezistenței cu 43 %, iar a rezistenței finale de rupere cu 28 %, concomitent cu creșterea alungirii cu 64 % [68], [69].

Raportul dintre valorile maxime a rezistenței îmbinării și a materialului de bază este la 72 %, în timp ce între rezistențele finale de rupere raportul este de 57 %. Reducerea mai importantă a valorii maxime a rezistenței față de rezistența finală la rupere, precum și creșterea alungirii la rupere a fost remarcată în cazul îmbinărilor realizate prin procedeul FSW a aliajelor de aluminiu tratate termic.

Aceste rezultate se pot pune pe seama efectelor concurente ale modificărilor microstructurale diferite induse prin procesul FSW: rafinarea atât a grăunților matricei de aluminiu cât și a particulelor de ranforsare, a rotunjirii particulelor, supra îmbătrânirea matricei aliajului de aluminiu datorită încălzirii prin frecare [70].

Evaluarea microstructurală evidențiază că zona sudurii poate fi identificată prin distribuția diferită a particulelor de ranforsare, concomitent cu reducerea semnificativă a mărimii acestor particule sub acțiunea uneltei de sudat. Aria particulelor scade, până la 59 % în apropierea pin-ului uneltei de sudat FSW.

Totodată, se remarcă dirijarea particulelor în formă circulară, corelat cu deplasarea materialului în timpul procesului de sudare. Acest efect conduce la îmbunătățirea tenacității compozitului, datorită reducerii factorului de concentrare a tensiunii.

Este consemnată rafinarea granulației matricei aliajului de aluminiu. Mărimea medie a grăunților este de 29  $\mu m$  în materialul de bază, în timp ce în apropierea zonei centrale de sudare FSW, granulația scade până la 20  $\mu m$  [71], [72].

Rafinarea granulației prin procedeul FSW este pusă pe seama efectului de amestecare indus de pin-ul elementului activ de sudat, care generează

recristalizarea dinamică a materialului, datorită acțiunii concurente a încălzirii prin frecare și amestecare din timpul sudării.

Reducerea mai semnificativă a nivelului maxim al tensiunii de încercare față de nivelul rezistenței finale la rupere poate să fie raportat la efectul preliminar al supra îmbătrânirii matricei aliajului de aluminiu, datorită creșterii precipitatelor intermetalice în zona afectată de procesul FSW.

Experimentările pe materialul de bază, respectiv pe îmbinările sudate prin procedeul FSW, prin încercări la oboseală cu număr redus de cicluri, au evidențiat o dispersie semnificativă a rezultatelor. Cauza poate fi pusă pe seama materialelor neomogene investigate. La epruvetele sudate se remarcă durificarea izotropică, în timp ce materialul de bază manifestă o înmuiere. Pe ansamblu, rezistența la oboseală a îmbinărilor sudate analizate a fost de circa 10 ori mai redusă decât a materialului de bază.

Analiza prin microscopie electronică cu baleaj a evidențiat situații similare ale suprafețelor de rupere ale îmbinărilor sudate, respectiv materialului de bază: la interfețele dintre matrice cu particulele de ranforsare, ruperea unor particule de ranforsare, în special cele de dimensiuni mari, germinarea și creșterea golurilor. La suprafețele de rupere ale epruvetelor sudate prin procedeul FSW se evidențiază ponderea mai mare a particulelor de dimensiuni reduse, iar drept consecință, numărul particulelor rupte este redus.

Un alt exemplu, se referă la efectul aplicării procedurii FSW asupra microstructurii, cu efect asupra rezistenței la tracțiune și comportării la oboseală a materialului compozit cu matrice de aluminiu (AA7005), cu 10 % particule de material de ranforsare  $Al_2O_3$  (W7A10A). Ceschini, [73], au studiat efectul procedurii FSW asupra microstructurii, și proprietăților de tracțiune și oboseală a materialului compozit AA7005/ $Al_2O_3$ /10%p, și au observat că rezultatele testului de tracțiune ale probelor sudate au arătat o eficiență de aproximativ 80% din rezistența la rupere a materialului de bază. În zona sudurii, se constată granulație fină accentuată a matricei de aliaj de aluminiu, pusă pe seama inducerii recristalizării dinamice prin deformarea plastică și încălzirea prin frecare în timpul sudării. Totodată, se remarcă reducerea semnificativă a dimensiunilor particulelor, datorită acțiunii de rupere și fărâmițare a grăunților de către unealtă. Rezistența la rupere a îmbinării este situată la circa 80 % din a materialului compozit neafectat de procesul de sudare. Încercările, la număr redus de cicluri de oboseală evidențiază reducerea durabilității îmbinărilor realizate prin procedeul FSW, corelat cu valori ridicate ale deformării totale [74].

Mecanismele tipice de rupere ale îmbinărilor realizate prin procedeul FSW sunt reprezentative pentru matricea materialelor compozite: decoeziunea la interfața matrice cu particulele de ranforsare, germinarea și creșterea golurilor, ruperea particulelor de ranforsare.

#### **D. Sudarea cu ultrasunete (US)**

##### **Principiul procedurii și rezultate obținute la sudarea materialelor compozite cu matrice metalică**

**a.** Sudarea cu ultrasunete (US) este un procedeu de îmbinare în stare solidă. Energia necesară sudării se introduce în componentele de sudat, prin provocarea unor vibrații localizate în locul îmbinării, cu o frecvență corespunzătoare ultrasunetelor ( $16 \times 10^3 \div 10^{10}$  Hz) în timp ce cele două componente sunt presate una față de cealaltă cu o forță perpendiculară pe suprafața lor de contact. Legătura metalică se formează fără topirea metalelor care se îmbină, iar sudura este lipsită

de structurile de turnare care însoțesc topirea. În sudură se evidențiază mici deformații plastice.

În Figura 2.10. este prezentată schema de principiu a aparatului de sudare cu ultrasunete în puncte. Componentele de sudat (4) se amplasează pe un suport masiv (5). Vârful (6) al sonotrodei (3) este cuplat cu traductorul magnetostrictiv (1) prin transformatorul de oscilații elastice longitudinale (ghidul de undă) (2). La conectarea traductorului magnetostrictiv în circuitul generatorului de înaltă frecvență, câmpul magnetic alternativ ce se creează duce la o alungire și scurtare periodică a miezului.

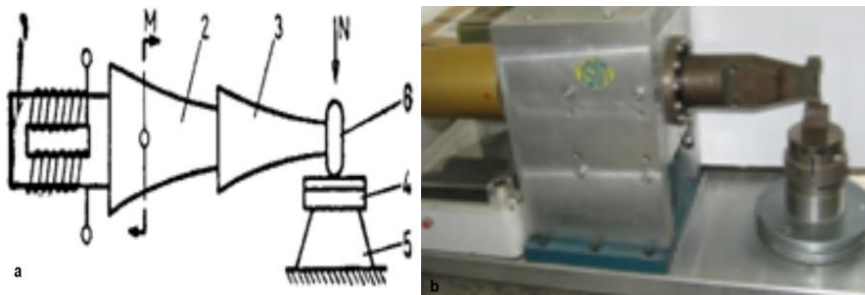


Figura 2.10. Schema sudării cu ultrasunete. a - schema de principiu, 1-traductorul magnetostrictiv, 2-ghidul de undă, 3-sonotroda, 4-componentele de sudat, 5-suport (masa de lucru), 6-vârful sonotrodei; b - instalație pentru sudarea cu ultrasunete

Oscilațiile longitudinale ale acestuia se amplifică în ghidul de undă, iar prin vârful (6) sonotrodei se transmit componentelor de sudat, sub formă de oscilații de alunecare. Amplitudinea acestor oscilații nu depășește de regulă  $20 \div 30 \mu\text{m}$ . Valoarea ei maximă este limitată de rezistența la oboseală a materialului din care este confecționat ghidul de undă. Acesta este supus la solicitări alternative proporționale cu amplitudinea oscilațiilor. Unele aliaje pe bază de nichel au proprietăți magnetostrictive.

Sudurile realizate cu ultrasunete pot fi de tipul „în puncte”, inelare, în linie întreruptă sau în linie continuă, inclusiv în locuri greu accesibile (Figura 2.11) [75].

Sudurile în puncte au în planul îmbinării o formă eliptică. Componentele de sudat sunt presate una față de cealaltă, între sonotrodă și o piesă suport - contra piesă (sonotroda este denumirea prescurtată a dispozitivului activ al echipamentului de sudat, aflat în contact cu componentele de sudat, care transmite acestora energia vibratoare prin vârful său, similar cu vârful electrozilor de la mașinile de sudat electric prin presiune în puncte). Vârful sonotrodei vibrează în plan paralel cu planul sudurii (cu suprafața de contact a componentelor de sudat), adică într-un plan perpendicular pe axa forței de presare a componentelor.

Dacă vârful este sferic, se obțin suduri în puncte. Dacă sonotroda este inelară și sudurile obținute vor fi similare. Forma unor asemenea suduri poate fi circulară, eliptică, rectangulară sau complexă, cu condiția ca raportul între lungimea și lățimea conturului să nu depășească valoarea 3:1.

Sudarea în linie întreruptă (segmente de linie), se realizează cu sonotrode având vârf de formă paralelipipedică cu colțuri rotunjite. Vibrațiile sonotrodei se produc într-un plan paralel cu cel al suprafeței de contact a componentelor, perpendicular pe direcția forței de apăsare și perpendicular pe direcția liniei de sudare. Se pot obține astfel suduri în linie îngustă cu lungime apreciabilă, chiar 200 mm.



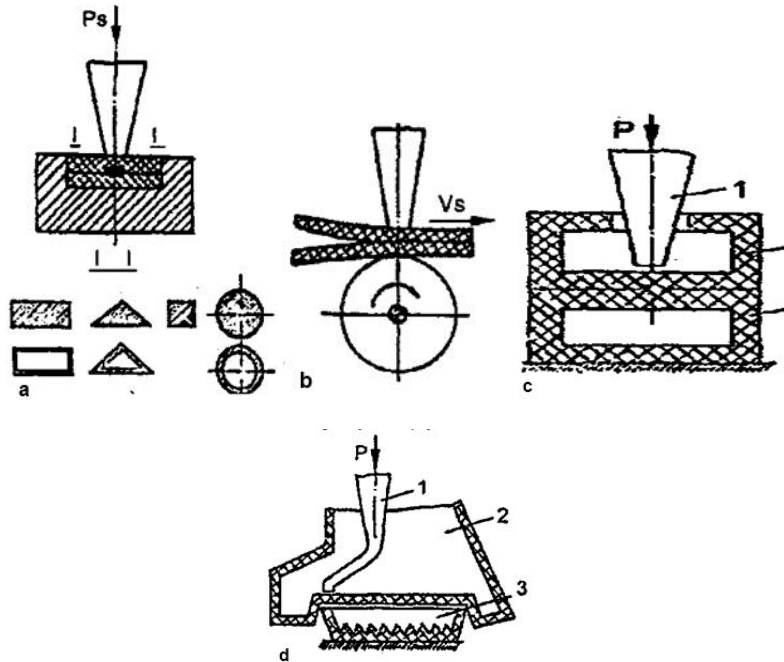


Figura 2.11. . Sudarea cu ultrasunete. a - prin presiune; b - în linie; c, d - în locuri greu accesibile 1 - piesa de contact, 2, 3 - piese de sudat

Sudarea în linie continuă are loc dacă se folosesc sonotrode tip disc, în mișcare de rotație. Mișcarea relativă a componentelor de sudat față de sonotrodă se realizează fie prin așezarea lor pe o masă în mișcare rectilinie, fie prin mișcarea rectilinie a sonotrodei sub formă de disc aflat în mișcare de rotație.

**b.** Acțiunea cumulată a forței statice de presare a componentelor de sudat, aplicată perpendicular pe suprafața de contact a acestora și a celei dinamice de vibrație a componentelor, care acționează paralel cu suprafața de contact, determină apariția unor tensiuni oscilante în zonele vecine celei de contact. Aceste tensiuni conduc la alunecări între cele două componente de sudat, la expulzarea materialelor străine de pe suprafețele în contact și la ușurarea realizării contactului metal-metal al celor două componente. Dacă oscilațiile continuă, se formează un nucleu sudat, având caracteristici mecanice asemănătoare cu cele obținute în cazul sudării la rece. Energia eliberată se transformă în căldură, încălzind componentele în zonele vecine sudurii. În afara acestui efect secundar, căldura în sine are un rol semnificativ în procesul de sudare.

Energia necesară sudării depinde de:

- temperatura mediului ambiant;
- caracteristicile fizice și mecanice;
- grosimea materialelor de îmbinat.

Energia necesară sudării se obține de la un convertizor electric de frecvență care transformă energia având frecvența rețelei industriale (50 Hz), într-o energie cu frecvența în intervalul  $10 \div 175$  kHz. Frecvențele înalte se utilizează în cazul echipamentelor de sudat cu ultrasunete de putere mică ( $1 \div 50$  W), iar cele joase la echipamentele de putere mare ( $2 \div 30$  kW). Puterea transmisă de convertizorul de frecvență este de  $30 \div 90\%$  din cea preluată de la rețeaua de putere, depinzând de

tipul convertizorului (grupurile motor-generator livrează  $30 \div 50\%$  din puterea consumată, iar convertizoarele statice au randamente de  $\sim 90\%$ ). Energia electrică de înaltă frecvență este transformată în energie mecanică vibratoare cu ajutorul unui traductor. La sudarea cu ultrasunete se pot folosi traductoare magnetostrictive sau electrostrictive. Randamentul traductoarelor magnetostrictive este de  $20 \div 40\%$ , în timp ce cel al traductoarelor electrostrictive este  $55 \div 80\%$ . Un echipament de sudare cu ultrasunete transmite componentelor de sudat, prin intermediul sonotrodei,  $10 \div 70\%$  din puterea absorbită, în funcție de randamentul convertorului de frecvență și al traductorului folosit. În timpul procesului de sudare o parte din energia introdusă în componentele de sudat le traversează pe acestea și se disipează în masa suport.

În practică se operează cu două noțiuni:

- energie electrică medie - produsul între puterea electrică medie introdusă în traductor și timpul de sudare;
- energia vibratoare medie introdusă în componentele de sudat - produsul dintre puterea medie vibratoare transmisă prin vârful sonotrodei și timpul de sudare.

**c.** Procedeele apelează la următorii parametri de sudare:

**c1.** Energia electrică necesară sudării. Din interpretarea statistică a numeroase rezultate experimentale obținute la sudarea cu ultrasunete a diferitelor materiale și a componentelor având diferite grosimi a rezultat următoarea relație pentru determinarea energiei electrice:

$$E = K \cdot H^3 / 2 \cdot t^3 / 2 \quad ( 2.3 )$$

în care: E - energia electrică [Ws];

- K - constantă (=150 în cazul traductoarelor electrostrictive);
- H - microduritatea componentelor [HV];
- t - grosimea componentei de sudat în contact cu sonotroda, [in].

Folosind grosimea componentelor drept parametru independent, se poate estima energia necesară la sudarea cu ultrasunete în cazul folosirii unui traductor electrostrictiv, cunoscând duritatea și grosimea componentelor de sudat.

Experimental s-a confirmat pentru un material cu duritatea de 100 HV, cu grosimea de 0,5 mm, că este necesară energia de 500 Ws. Dacă, grosimea aceluiași material ajunge la 2,5 mm, este necesară energie de 5000 Ws.

La ora actuală există sisteme de traductoare capabile să dezvolte puteri de 25 kW, necesare materialelor cu rezistență ridicată și dificil de sudat cu ultrasunete, în timp ce pentru sudarea unor sârme subțiri din materiale moi este suficientă puterea de ordinul fracțiunilor de Watt.

**c2.** Forța de presare depinde de natura materialelor de sudat și grosimea componentelor. Valoarea ei crește cu limita la curgere și duritatea materialului de sudat. O forță ideală de presare este suficient de mare pentru a împiedica alunecarea între sonotrodă și componentele de sudat, dar în același timp suficient de mică pentru a nu slăbi sudura. În interiorul unor limite destul de largi nu există cerințe speciale pentru forța de apăsare la sudare. Trebuie știut că o forță excesivă produce deformații nedorite ale suprafețelor componentelor și conduce la creșterea puterii necesare pentru sudare. O forță insuficientă provoacă alunecări ale vârfului sonotrodei pe componentele de sudat și încălziri excesive ale acestora, conducând la realizarea unor suduri necorespunzătoare.

**c3.** Timpul de sudare în cazul sudării în puncte, inelare sau în linie întreruptă (segmente de linie), în care se transmite energia vibratoare componentelor de sudat, care variază între 0,05 s (în cazul sârmelor foarte subțiri) și 1,0 s (în cazul grosimilor mari). Necesitatea unui timp lung de sudare denotă o putere insuficientă. Pentru evitarea fenomenelor secundare de încălzire și a fisurilor interne în suduri se preferă regimurile de sudare cu puteri mari și timp scurt (regimuri dure).

**c4.** Viteza de sudare este un parametru specific sudării în linie. Ordinul de mărime este de sute de milimetri pe minut. Folii de aluminiu cu grosimea de 0,025 mm se pot suda cu viteza de 137 mm/min, la o putere de 2000 W, folosind un traductor magnetostrictiv pe bază de Ni.

**c5.** Frecvența și amplitudinea oscilațiilor. Frecvența oscilațiilor trebuie corelată cu grosimea componentelor de sudat. Cu micșorarea grosimii este necesară mărirea frecvenței. Experimental s-a dovedit că pentru sudarea metalelor domeniul frecvențelor este  $18 \div 25$  kHz. În ceea ce privește amplitudinea oscilațiilor, în Figura 2.12. se deduce că forța de forfecare a sudurilor crește cu amplitudinea oscilației.

Ținând seama de limitarea amplitudinii datorită rezistenței la oboseală a materialului sonotrodei se recomandă ca amplitudinea oscilației să nu depășească  $20 \div 30$   $\mu\text{m}$ .

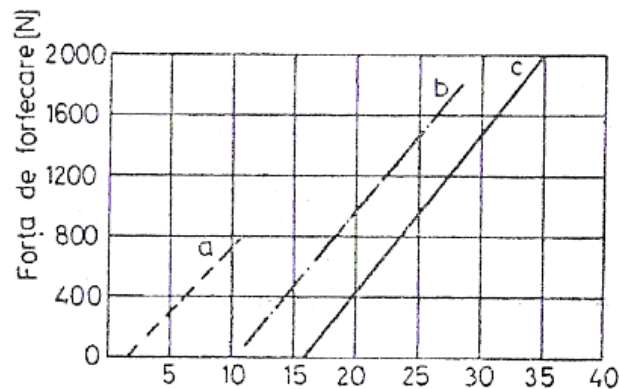


Figura 2.12. Variația forței de forfecare a sudurilor în funcție de amplitudinea oscilațiilor

Se remarcă însă o schimbare a culorii materialului în zona sudurii și cea vecină ei. Acest lucru se poate evita dacă se sudează în atmosfera de gaz inert sau dacă se insuflă un jet slab de argon în zona sudurii. Uneori se impune o atmosferă inertă sau foarte uscată, atunci când sudarea cu ultrasunete se aplică la ambalarea sau capsularea unor materiale sensibile la acțiunea umezelii sau aerului atmosferic (componente electronice, reactivi chimici etc.).

Microstructura sudurilor realizate cu ultrasunete a evidențiat următoarele:

- întrepătrunderi ale materialelor componentelor sudate;
- ruperea și dispersia peliculelor pe suprafețele componentelor înainte de sudare;
- deformări ale grăunților cristalini, recristalizări, precipitări, transformări de faze și difuzie.

Sudurile realizate cu ultrasunete nu sunt mai susceptibile la coroziune decât cele realizate cu alte procedee de sudare. Atestarea calității sudurilor nu diferă de cel aplicat în cazul îmbinărilor realizate cu alte procedee de sudare prin presiune (sudare electrică prin presiune, sudare la rece).

**d.** Echipamentul pentru sudare cu ultrasunete se compune din:

- generatorul de înaltă frecvență care furnizează energia electrică necesară sudării;
- blocul ultrasonic care transformă energia electrică, de înaltă frecvență într-o energie mecanică vibratoare pe care o transmite la locul sudurii;
- dispozitivul suport pentru componentele de sudat și mecanismul de translație a componentelor de sudat în cazul sudării în linie;
- mecanismul de aplicare a forței de apăsare;
- programatorul procesului de sudare.

În Figura 2.13. se prezintă câteva soluții de dispunere a sonotrodei față de componentele de sudat, respectiv de aplicare a forței de presare. Soluția din Figura 2.13.a are blocul ultrasonic amplasat în centrul de oscilație prin intermediul unei membrane elastice. În Figura 2.13.b forța se aplică prin intermediul piesei (G) [76].

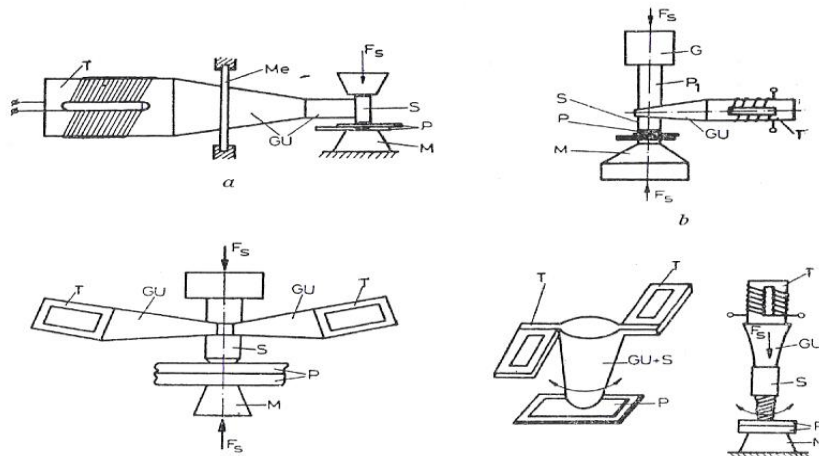


Figura 2.13. Moduri de dispunere a sonotrodei față de componentele de sudat și de aplicare a forței de presare. M - dispozitiv suport (masa de așezare); T - traductor; GU - ghid de undă; S - sonotroda ; P - componente de sudat; F- Forța de apăsare; Me - membrană

În examinarea mecanismului de sudare cu ultrasunete, este util să se înceapă cu zona sudată, cum este descris în Figura 2.14.a, unde piesele de lucru sunt prezentate adiacent una de alta și în Figura 2.14.b, unde piesele de lucru sunt prezentate separat. Această separare de-a lungul planului interfeței presudate, de asemenea dispune și de forțele primare prezente în realizarea unei suduri cu ultrasunete, și anume forța de forfecare, cauzate de vibrațiile ultrasonice transversale ale pieselor și de forța normală, cauzată prin aplicarea forței statice. Vectorii forțelor normale și de forfecare este rezultatul distribuției tensiunilor normale și de forfecare peste suprafețele de contact ale celor două părți.

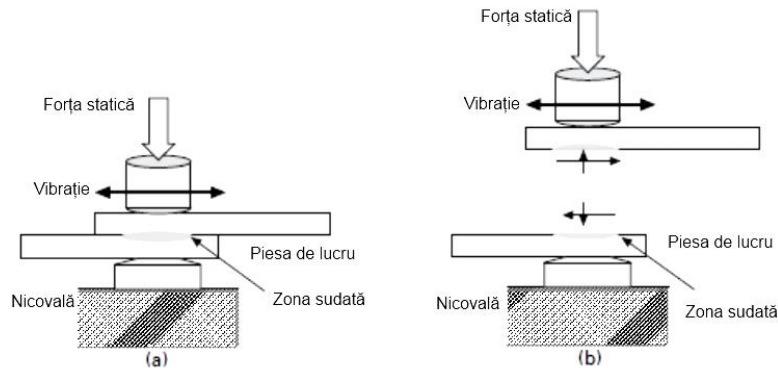


Figura 2.14. Sudarea cu ultrasunete a metalelor: a - vibrația transversală atribuită piesei de lucru și zonei îmbinate; b - forțele normale și de forfecare care acționează asupra zonei sudate

Acum se ia în considerare condiția celor două suprafețe care vor fi în zona de sudare. Examinele la o scară marită, realizăm că suprafețele opuse constau în vârfuri și văi, a căror profile depind de calitatea suprafeței materialelor. Deasemenea, este demonstrat faptul că suprafețele care ajung în contact una cu alta, vor fi inițial în contact doar asperitățile intermitente. Numărul de puncte de contact va depinde de rugozitatea suprafeței și de forța de fixare, prezentată în Figura 2.15. În continuare se constată faptul că suprafețele au acoperiri oxidice, precum și eventuale impurități pe suprafață, cum ar fi apariția unor lubrifianți și absorbția umezelii, care împiedică în general un contact metal pe metal pur între suprafețe, deși în anumite puncte de contact pot exista o penetrare a oxizilor. Când sunt pornite vibrațiile ultrasonice, piesa superioară se deplasează transversal în raport cu piesa de jos. Apare o deformare plastică și o forfecare a asperităților interferente, dispersarea contaminanților și oxizilor de pe suprafață, rezultând în creșterea contactului metal pe metal și formarea zonei sudate. Continuarea vibrațiilor are ca rezultat o creștere a zonei de contact, până la apariția contactului complet sau aproape complet ducând la îmbinarea suprafețelor.

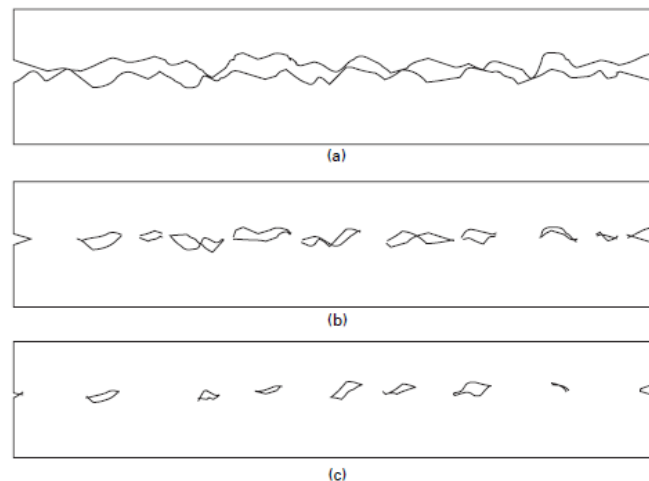


Figura 2.15. Dezvoltarea suprafețelor de contact în sudarea cu ultrasunete : a) contactul inițial prin asperități; b) c) evoluția deformăției și formării zonei îmbinate

Numeroase studii s-au realizat pentru progresul acestui proces de sudură, și anume oprirea ciclului de sudare în diverse etape. Aceste studii prezintă zonele inițiale intermitente ale suprafeței îmbinării. Îmbinarea inițială poate să apară de asemenea în jurul circumferinței sudurii. Această caracteristică specială, este o consecință a utilizării unei sonotrode care are o curbă sferică de mică adâncime, care crează o distribuție a tensiunilor de contact care are valoarea maximă la circumferință. Sonotrodele plate nu prezintă această caracteristică. Striațiunile vizibile la începutul procesului, corelate cu direcția vibrației ultrasonice, poate fi de ordinul 10-15  $\mu\text{m}$  la interfață.

Natura îmbinării care se formează de-a lungul interfeței pieselor este în stare solidă, aceasta a fost realizată fără topire și fuziune a pieselor de lucru, dar în schimb a realizat o adeziune directă metal pe metal a materialelor solide. În timp ce îmbinarea este în stare solidă, acest lucru nu sugerează că temperatura nu joacă un rol important în proces. Deformarea plastică care apare, este rezultatul unei creșteri vizibile a temperaturii. Această creștere oscilează în funcție de materiale și de condițiile de sudare dar, este întotdeauna sub temperatura de topire a materialului respectiv.

Cu toate acestea, limita de curgere a materialelor este dependentă de temperatură și se constată că creșterea temperaturii la sudarea cu ultrasunete este destul de mare pentru a cauza o reducere a limitei de curgere locală a materialelor în zona sudată. Această reducere, la rândul său sporește deformarea plastică și curgerea materialului în zona sudată.

Trebuie remarcat că un număr mare de studii au fost efectuate asupra temperaturilor din zona îmbinată și la interfața sudurii, de obicei folosind termocuple sau termografia în infraroșu. S-a observat că temperaturile cresc foarte repede în etapa inițială de sudare, și apoi rămâne stabil pentru restul ciclului. Temperaturile cresc variat, în funcție de metalele și combinațiile de metale care urmează a fi sudate.

Căldura generată prin deformarea plastică este destul de localizată la interfață și poate fi suficientă pentru a provoca recristalizarea și difuzia. De exemplu, studiul sudurii aluminiului a arătat că temperatura maximă atinsă este de ordinul a 400°C. În general, temperaturile atinse în timpul sudării va depinde de caracteristicile mecanice ale materialelor care urmează a fi îmbinate.

Această descriere generală a procesului de sudură a fost practic unul mecanic, unde vibrația locală, deformarea plastică și căldura au creat condițiile pentru o îmbinare în stare solidă. Examinarea metalurgică a zonei îmbinate a arătat că deformarea plastică locală este limitată la o grosime foarte mică, așa cum este arătată în Figura 2.16. În cazul unei suduri a aluminiului 6061T6, care prezintă o secțiune tipică a unei suduri cu ultrasunete finalizate. Suprafața deformată de sus este rezultatul imprimării sonotrodei în partea de sus a îmbinării. Grosimea materialului deformat în actuala zonă a sudurii este chiar mică, aproximativ 50  $\mu\text{m}$  pentru acest caz particular. Acest strat constă într-o structură de grăunți foarte fini rezultat din deformarea plastică. După 0.1 s din timpul de sudare (aproximativ a treia parte din ciclul de sudare de 0.3 s), putem vedea niște deformații discrete sau microsuduri separate de o suprafață neîmbinată. La sfârșitul ciclului de 0.3 s se ajunge la un strat de interfață continuă. Se vede că structura de grăunți este nedisturbată la o distanță destul de mică față de sudură, în timp ce în zona sudată există o zonă neregulată subțire a structurii fine sau chiar o zonă cu structură amorfă.

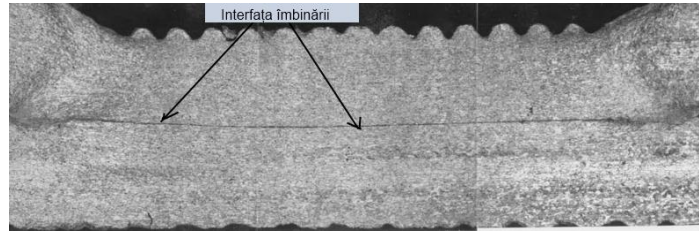


Figura 2.16. Metalografia îmbinării cu ultrasunete [77]

Având în vedere aceste informații cu privire la mecanismul de sudare cu ultrasunete, și câteva caracteristici metalurgice, este firesc să ne intereseze sudabilitatea metalelor prin procedeul de sudare cu ultrasunete. Sudabilitatea se referă la ușurința cu care materialele pot fi îmbinate pentru a îndeplini condițiile cerute și este definită de Societatea Americană de Sudură. De-a lungul anilor, au fost investigate un număr mare de materiale și combinații de materiale pentru a studia sudabilitatea prin procedeul de sudare cu ultrasunete. Ca un ghid de pornire poate fi utilizat datele din Figura 2.17. Astfel, metalele care s-au dovedit a fi sudabile sunt listate de-a lungul părții superioare a tabelului și variază de la aluminiu până la zirconiu. Aceleași materiale sau aliajele lor sunt prezentate pe diagonala tabelului. Cele mai multe materiale pot fi îmbinate cu ele însuși sau cu aliajele acestora. Excepție face siliciul și germaniul. Se poate vedea că aluminiul este un material cu o sudabilitate excepțională, și poate fi îmbinat cu toate metalele enumerate. Alte materiale ușor sudabile sunt aliajele de cupru și metalele prețioase (aur, argint, platină). Pe de altă parte, fierul și aliajele sale, inclusiv oțelurile și metalele refractare cum ar fi molibdenul și wolframul pot fi sudate doar cu grosimi mici. Sudarea aliajelor moi sunt mai ușor de realizat. În general, se constată că o sudabilitate bună a materialului este în strânsă legătură cu ușurința de a deforma plastic, astfel încât duritatea și curgerea materialului joacă un rol important în sudarea cu ultrasunete. Materialele cu duritate și rezistență mare sunt destul de dificil de sudat [78].

Trebuie menționat faptul că sudarea cu ultrasunete este folosită și pentru a realiza îmbinări între metale și nemetale. În particular, metalele au fost îmbinate cu ceramice și diferite tipuri de sticlă.

	Al	Be	Cu	Ge	Au	Fe	Mg	Mo	Ni	Pd	Pt	Si	Ag	Ta	Sn	Ti	W	Zr	
Al Alloys	●	●	●	●	●	●	●	●	●	●	●	●	●	●	●	●	●	●	●
Be Alloys	●	●																	
Cu Alloys	●		●		●	●	●	●	●	●	●		●	●	●	●	●	●	●
Ge				●															
Au			●		●	●	●	●	●	●	●		●	●	●	●	●	●	●
Fe Alloys					●	●	●	●	●	●	●		●	●	●	●	●	●	●
Mg Alloys						●	●						●			●			
Mo Alloys							●	●					●	●	●	●	●	●	●
Ni Alloys								●	●	●			●	●	●	●	●	●	●
Pd										●			●	●					
Pt Alloys											●		●	●					
Si												●							
Ag Alloys													●	●					●
Ta Alloys														●		●	●	●	●
Sn															●				
Ti Alloys																●	●		
W Alloys																	●		
Zr Alloys																		●	

Figura 2.17. Comportarea la sudare a materialelor prin procesul de sudare cu ultrasunete [75]

În plus față de limitele impuse de materiale la domeniul de aplicare a sudurii cu ultrasunete, există limite impuse și de geometria și dimensiunea pieselor care urmează a fi îmbinate, unde limitarea principală este cea de grosime. Limitele de grosime poate fi înțeleasă în termenii tensiunii de contact ce acționează între suprafețele ce urmează a fi îmbinate și relația dintre geometria sonotrodei și grosimea piesei de deasupra.

Mulți autori au observat straturi interfaciale sever deformate în secțiunea transversală a sudurii cu ultrasunete. Baladin [79] a raportat o zonă cu curgere plastică cu o grosime de aproximativ 200 μm la sudarea Cu. Beyer [80] a arătat un strat de Al-oxid la suprafața care este dispersată prin deformare plastică într-o zonă interfacială. Chang și Frisch [81] au observat un strat interfacial deformat de 60 μm grosime, în timp ce Jones și Ol'shanski [82] au menționat doar apariția deformației la interfață. Heymann [83] a ajuns la concluzia că deformarea plastică este o condiție necesară pentru sudarea cu ultrasunete.

De fapt, deformări plastice severe ale stratului interfacial au fost raportate în toate cazurile formării îmbinării cu ultrasunete.

Pentru a investiga dacă apare o modificare a structurii în urma deformării în zona sudată, trebuie realizată măsurători de duritate. În literatură, într-un număr mare de experimente s-a înregistrat că duritatea în zona sudată este mai mare decât duritatea materialului de bază. S-a măsurat o creștere a durității în zona sudată între 20 și 40% comparată cu duritatea materialului de bază (cupru) [83]. La sudarea cu ultrasunete a aluminiului s-a constatat o creștere de 20% a durității în zona sudată, o creștere similară a durității în cazul aluminiului a fost observată și de alții [84], [85]. Rezistența la forfecare a sudurilor realizate cu ultrasunete este între 85 ÷ 100% din cea a materialului de bază, depinzând de ductilitatea materialului de bază. Rezistența la tracțiune (determinată prin aplicarea unor forțe perpendiculare pe suprafața sudurilor) se situează între 20 ÷ 40% din cea la forfecare. Măsurătorile de duritate efectuate pe suprafața componentelor, în zona sudurii și în secțiunea sudurii nu au evidențiat o modificare semnificativă a durității materialului. În cazul sudurii materialelor recoapte se observă creșterea durității.

Toate observațiile menționate mai sus indică că structura materialului se modifică la sudarea cu ultrasunete.

Prezența fisurilor în interiorul și în exteriorul zonei îmbinate este menționat în literatură. Se pare că este nevoie de o putere mai mare și un timp de sudare mai îndelungat pentru a îmbunătăți acest fenomen. S-a descris că un timp lung de sudură mai mare decât 1 sau 2 secunde, adesea are ca rezultat apariția fisurilor interne și externe în metal [86], [87]. Aceste suduri de obicei se rup în perimetrul sudurii în timpul încercării de tracțiune, având ca rezultat valori mici ale forței de tracțiune. Deasemenea s-au raportat fisuri după un timp de sudare excesiv. Alți cercetători [88], au observat fisuri severe la marginea zonei sudate în timpul sudurii materialelor dure ( Mo, Ti, Nb, inox AISI 316). Examinările metalografice au arătat că gradul de fisurare crește cu creșterea amplitudinii vibraționale și cu creșterea timpului de sudare, dar este independent de presiunea de sudare. Calitatea sudurii în ceea ce privește rezistența la tracțiune s-a dovedit să fie foarte slabă.

Câțiva cercetători au menționat doar forța totală de rupere a sudurii la un material specific, care în scopul de proiectare poate fi suficientă. Cu toate acestea, pentru a defini calitatea sudurii în ceea ce privește raportul dintre tensiunea la rupere a sudurii și rezistența materialului de bază, trebuie să cunoaștem suprafața totală sudată. Este dată forța totală de rupere a sudurii aluminiului, cuprului, nichelului, oțelului și titanului. Ruperea apare de obicei la probele subțiri prin fracturarea materialului de bază. S-a raportat că rezistența la tracțiune a sudurilor



Al și Cu este aproape egal cu rezistența la tracțiune a materialului de bază [89], [90]. Hazzlett [91] a ajuns la concluzia că temperatura de sudare este un factor important pentru o îmbinare rezistentă.

După ce s-a analizat principiile de funcționare, și rezultatele obținute la sudarea cu ultrasunete, avantajele și dezavantajele procesului este evidențiat în această etapă.

Avantaje:

- proces de sudare în stare solidă;
- excelent pentru sudarea Al, Cu și altor materiale cu conductibilitate termică mare;
- capabil să îmbine o gamă largă de materiale disimilare;
- poate îmbina materiale cu grosimi mici cu grosimi mari;
- dispersarea oxizilor și contaminanților de pe suprafață;
- proces rapid și automatizat;
- nu necesită metale de adaos, sau gaze de protecție;
- necesar de energie redus.

Dezavantaje:

- restricționat la sudarea suprapusă;
- limitarea grosimii sudurii;
- materialele cu rezistență și duritate mare sunt dificil de îmbinat;
- poate să apară deformația materialului;
- poate să apară zgomot de la rezonanța pieselor;
- procesul este adesea necunoscut.

## **2.4. Modelarea termică a sudării prin frecare cu element activ rotitor**

### **2.4.1. Generarea de căldură**

În procesul de sudare prezentat schematic în Figura 2.18., căldura este generată prin frecare și prin deformarea plastică care apare între unealtă și materialul îmbinat. Cantitatea de căldură care este introdusă în piesele de lucru, deformarea și tensiunile remanente în piesa de lucru influențează calitatea îmbinării. De exemplu, o generare insuficientă de căldură ar putea duce la o rupere a pinului uneltei de sudare datorită faptului că materialul piesei de lucru nu este suficient plastifiat. Prin urmare, înțelegerea aspectelor fluxului termic ale procesului FSW este extrem de important, nu numai pentru înțelegerea fenomenelor fizice ci și pentru îmbunătățirea eficienței procesului în scopul de a obține îmbinări cu proprietăți corespunzătoare anumitei utilizări.

Modelarea termică a fost încă de la sfârșitul anilor '90 o parte importantă a modelării procesului FSW [92]. Unul dintre motive este faptul că multe dintre proprietățile finale ale sudurii sunt direct dependente de temperaturile zonelor la care materialul îmbinat a fost expus. În al doilea rând, procesul FSW în sine este foarte afectat de generarea de căldură și fluxul de căldură. În al treilea rând, modelarea termică a procesului FSW poate fi considerată baza tuturor celorlalte concepte de modelare ale procesului, modele microstructurale, modele computaționale ale mecanicii fluidelor sau modele computaționale ale mecanicii solide. În procesul FSW parametrii de sudare, adică viteza de rotație a uneltei de sudare și viteza de sudare sunt toate selectate astfel încât plastifierea materialului prelucrat să permită deformarea materialului și curgerea acestuia.

Cu toate acestea, spre deosebire de alte procese termomecanice, mecanismele FSW sunt complet cuplate, însemnând că generarea de căldură este corelată de curgerea materialelor și de condițiile de contact/frecare și vice-versa. Astfel, în teorie doar un model termic singur nu poate prelimina distribuția temperaturii fără cunoștințe solide despre generarea de căldură. Mecanismele fundamentale ale FSW nu fac parte dintr-un model termic pur. Din acest motiv, mai multe expresii analitice sunt în literatura de specialitate pentru generarea căldurii pentru o anumită sudură, în funcție de geometria uneltei de sudare și de parametrii de proces, ca raza uneltei de sudare, viteza de rotație a uneltei. Proprietățile microstructurale și mecanice ale unui material după sudarea FSW sunt mult influențate de procesul termic. Ceea ce este deosebit de important pentru aliajele tratate termic, este faptul că a doua fază de precipitări se poate dizolva înapoi în soluție solidă și poate avea loc îmbătrânirea [93]. În plus, dacă temperatura de procesare este prea redusă sau prea mare, pot apărea defecte în zona procesată. Prin urmare, în scopul de a optimiza microstructura zonei procesate, temperatura maximă în zona de deformare în timpul procesului FSW ar trebui să fie în intervalul de 450-500°C pentru majoritatea aliajelor de aluminiu [94], [95]. În astfel de condiții, materialul rămâne în stare solidă, dar devine ușor plastifiat. Prin urmare, este important să se înțeleagă modul în care este generată căldura în timpul FSW pentru selectarea parametrilor de lucru corespunzători pentru optimizarea procesului.

#### 2.4.2. Ecuațiile caracteristice

Toate modelele termice, indiferent de complexitatea lor se bazează pe soluția ecuației clasice a conductibilității termice (2.4), care în limbaj matematic este o ecuație scalară cu derivate parțiale. Problema dependentă de timp poate fi rezolvată în mod echivalent în sistemul de referințe atât Lagrangiene cât și Euleriene cu un set adecvat de condiții inițiale și limită. În primul caz câmpul termic este descris cu referire la un sistem de coordonate fixe, întrucât, sistemele de coordonate se deplasează cu sursa de căldură așa cum se arată schematic în Figura 2.18. Schimbările de temperatură într-o regiune, în timp este formulată în sistemul de referință Lagrangian ca:

$$\rho c_p \frac{\partial T}{\partial t} = \nabla(k \nabla T) + q_{vol} \quad (2.4)$$

unde:  $\rho$  - densitatea materialului [ $\text{kg/m}^3$ ];  $c_p$ - căldura specifică exprimată [ $\text{J/kgK}$ ];  $T$  - câmpul de temperatură exprimată în [ $^{\circ}\text{K}$ ],  $k$  - conductivitatea termică exprimată în [ $\text{W/mK}$ ] și  $q_{vol}$  - termenul sursei de căldură volumetric exprimată în [ $\text{W/m}^3$ ].

În ipoteza unei conductivități termice constante, independente de temperatură, ecuația 2.4 poate fi reformulată:

$$\frac{\partial T}{\partial t} = \frac{k}{\rho c_p} \nabla^2 T + \frac{q_{vol}}{\rho c_p} \quad (2.5)$$

unde termenul constant  $\frac{k}{\rho c_p}$  este numit difuzivitate termică a materialului, care evaluează viteza de propagare a căldurii într-un corp solid.

În cazul descrierii fluxului de căldură într-un sistem de referință Eulerian, un termen conductiv este adăugat ecuației (2.4) [96]:

$$\rho c_p \frac{\partial T}{\partial t} = \nabla(k\nabla T) + q_{vol} - \rho c_p u \nabla T \quad ( 2.6 )$$

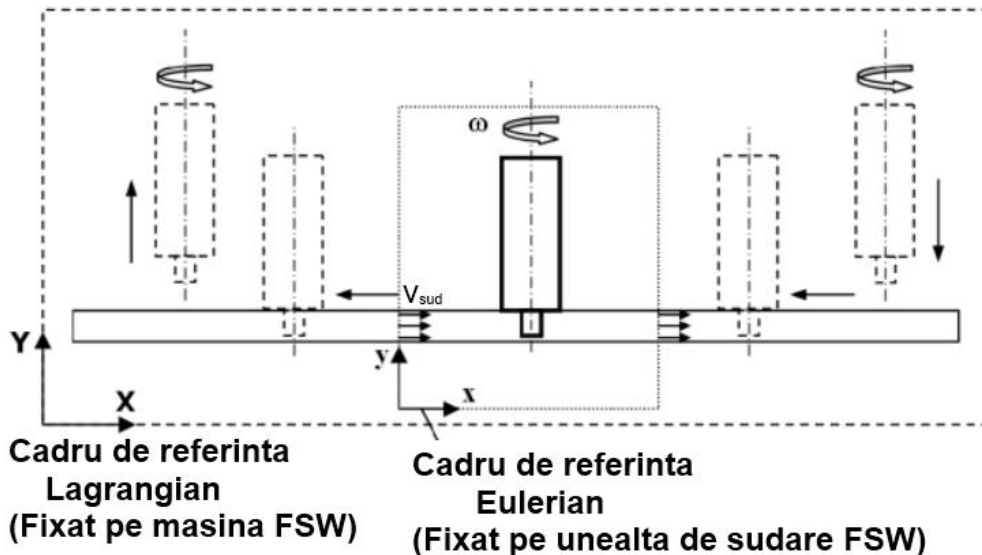


Figura 2.18. Vedere schematică a sistemelor de referință Lagrangiene și Euleriene

unde,  $v$  este vectorul câmpului de viteze, care poate să conțină viteza uneltei de sudare, precum și câmpul curgerii materialului în jurul pinului uneltei de sudare.

În cazul în care efectele tranzitorii sunt neglijabile, termenul dependent de timp, adică  $\frac{\partial T}{\partial t}$  dispăre, iar ecuația 2.4 într-un sistem de referință Lagrangian este redus la:

$$0 = \nabla(k\nabla T) + q_{vol} \quad ( 2.7 )$$

În mod corespunzător sistemului de referință Eulerian se formulează ecuația:

$$0 = \nabla(k\nabla T) + q_{vol} - \rho c_p u \nabla T \quad ( 2.8 )$$

Deși utilizarea primei abordări este destul de comună, aceasta din urmă poate profita de condițiile în stare de echilibru care pot exista în ceea ce privește sursa de căldură în mișcare [96].

### 2.4.3. Modele termice analitice în FSW

O soluție corectă a ecuației de conducție termică completă considerând transferul de căldură prin convecție și conducție este complicat. Ca și o primă etapă, deseori este folositor să se discute o soluție simplificată considerând doar transferul de căldură prin conducție. După aceea, alte simplificări pot fi sortate ca folosind

proprietățile constatate ale materialului (independent de temperatură),  $k$ ,  $\rho$  și  $c_p$ , unde  $k$  este conductibilitatea termică exprimată în  $[W/(mK)]$ ,  $\rho$  - densitatea materialului exprimată în  $[kg/m^3]$  și  $c_p$  este căldura specifică exprimată în  $[J/(kgK)]$ , simplificări în sursa de căldură (distribuție gaussiană a sursei de căldură, dublă elipsoidă a sursei de căldură sau linie și punct a sursei de căldură), dependența de timp (presupunând condiții în stare de echilibru) și condiții limită (domenii infinite sau semi-infinite). Aceste simplificări sunt atractive deoarece soluțiile analitice pot fi obținute pentru o ecuație a conducției căldurii în multe situații și aceste soluții pot oferi o perspectivă interesantă cu privire la procesul de sudare.

O imagine schematică a unei surse de căldură de tip liniar care se deplasează cu viteză constantă în lungul unei linii, pe o placă infinit extinsă, este prezentată în Figura 2.19a. Câmpul de temperatură este reglementată de aceeași ecuație cu derivate parțiale prin conducție a căldurii, inclusiv termenul de convecție, dat ca în ecuația (2.6) [97].

$$T = \left( \frac{Q_{tot}}{2nkd} \right) e^{\frac{-u_{sud}\xi}{2a}} K_0 \left( \frac{u_{sud}}{2a} r \right) + T_0 \quad (2.9)$$

unde  $\frac{Q_{tot}}{d}$  definește aportul de căldură pe unitate de grosime,  $\xi$  - mișcarea pe axa

de coordonate ( $r = \sqrt{\xi^2 + y^2}$ ),  $a$  - difuzibilitatea termică,  $k_0$ - funcția Bessel modificată de tipul al doilea și ordinul 0,  $T_0$ - definește temperatura ambiantă.

În Figura 2.19.b este prezentat profilul temperaturii rezultate în lungul axei de sudare la distanțe diferite  $y = 0, 5, 10, 15,$  și  $20$  cm de linia îmbinării, în timp ce sursa de căldură trece prin  $x = 0$ . De remarcat singularitatea matematică a temperaturii infinite la locația sursei de căldură, care desigur nu este posibilă în aplicații reale ale procesului FSW unde temperatura solidus este limita pentru temperaturile maxime.

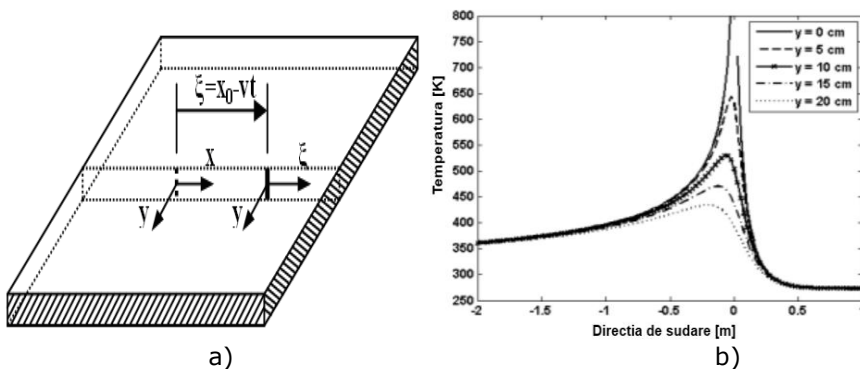


Figura 2.19. a) - Vedere schematică a sursei de căldură deplasându-se de-a lungul liniei de îmbinare pe piesa de lucru; b) - Profilul temperaturii de-a lungul axei  $x$  în diferite puncte pe axa  $y$  [98].

În Figura 2.20.a și b este prezentat câmpul termic unde este considerată doar regiunea de 1.2 m x 1m care înconjoară sursa de căldură.

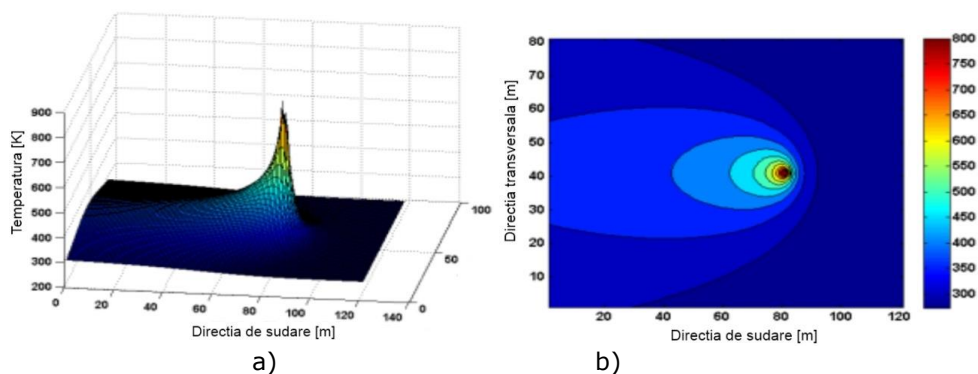


Figura 2.20. a) - câmpul de temperatură pe o placă având grosimea de 3 mm; b) - diagrama conturului câmpului de temperatură

Soluțiile Rosenthal descrise mai sus au fost utilizate pe scară largă, mai ales la începutul modelării procesului FSW. O soluție Rosenthal 3D a fost utilizată pentru a dezvolta o sursă de căldură circulară asemănătoare umărului uneltei de sudare prin plasarea unor surse sub formă de inel în jurul centrului uneltei și integrarea pentru obținerea câmpului de temperatură complet [99], [100]. Se presupune că căldura este generată prin frecare, după legea lui Coulomb, între unealtă și piesa de lucru,  $\zeta=0$ .

A fost identificat un model analitic utilizând ca soluție o sursă de căldură punct, ca modelul termic să fie utilizat ca o intrare pentru microstructura ulterioară (plastifiere), model bazat pe metoda lui Myhr și Grong, care s-au dovedit suficient de precise pentru sudarea FSW a multor aliaje de aluminiu [101], [102]. Plastifierea materialului (dizolvarea precipitărilor în aliaj) este dirijată în principal de ciclurile termice, care sunt integrate în timp. De asemenea a fost identificat un model analitic mai detaliat bazat pe o soluție Rosenthal 3D care implică grosimea plăcii finite și distribuția de mai multe surse de căldură punct în jurul uneltei de sudare. Prin folosirea unei tehnici de modelare inversă, câmpul de temperatură descris printr-o temperatură maximă, este ajustat printr-o scalare a puterii surselor de căldură în raport cu măsurătorile de duritate [103].

#### 2.4.4. Modele prescrise ale sursei de căldură la sudarea FSW

În modelele termice cele mai pure a procesului FSW, generarea de căldură prin disiparea atât prin frecare cât și plastică este modelată printr-un flux de condiții limită de suprafață la interfața unealtă/matrice. Când două suprafețe în contact sunt mutate unul împotriva celuilalt, o tensiune de forfecare va apărea la interfață. Acest lucru poate fi descris folosind legea de frecare a lui Coulomb [104], [105]:

$$T_{contact} = \mu P \quad ( 2.10 )$$

unde,  $\mu$  este coeficientul de frecare,  $P$  este presiunea exercitată normal la interfață. Pentru cele mai multe interfețe metal pe metal, în condiții normale de alunecare, coeficientul de frecare este  $0,2 \div 1$  [105]. Cu toate acestea, analiza sudurilor prin

## 62 Situația actuală în domeniul materialelor compozite cu matrice metalică

frecare rotativă a oțelurilor carbon au arătat că coeficientul de frecare poate fi influențat și de factori ca:

- viteza relativă a celor două suprafețe de fricțiune;
- temperatura suprafețelor de contact;
- presiunea normală exercitată;
- proprietățile materialului, prezența oxizilor pe suprafață.

În timpul sudării FSW căldura este generată dintr-o combinație a forțelor de frecare între umărul uneltei de sudare și piesa de lucru, respectiv disiparea energiei, corelat cu curgerea materialului în jurul pinului uneltei de sudare [106]. Distribuția căldurii produsă de aceste mecanisme este foarte complexă. Cu toate acestea, în literatură, de obicei frecarea este simplificată ca o condiție de blocare sau alunecare.

Prin urmare, generarea de căldură  $q$  pentru o suprafață elementară  $dA$  la o rază  $r$ , poate fi exprimată ca în [107], [108]:

$$dq = \omega\mu Pr dA \quad (\text{alunecare}) \quad (2.11)$$

$$dq = \omega\tau r dA \quad (\text{blocare}) \quad (2.12)$$

unde  $\omega$  este viteza de rotație a uneltei de sudare,  $\tau$  este rezistența la forfecare interfacială. Din integrarea celor două ecuații, raza umărului uneltei va da căldura totală generată de umăr, unde  $R_{umar}$  este raza umărului uneltei de sudare și  $R_{pin}$  este raza pinului uneltei de sudare [109]:

$$Q_{total} = \frac{2}{3} \pi \mu P \omega (R_{umar}^3 - R_{pin}^3) \quad (\text{alunecare}) \quad (2.13)$$

$$Q_{total} = \frac{2}{3} \pi \tau \omega (R_{umar}^3 - R_{pin}^3) \quad (\text{blocare}) \quad (2.14)$$

În cel mai pur model termic al procedurii FSW, generarea căldurii atât prin disiparea prin frecare cât și cea plastică, este modelată cu ajutorul unei condiții limită la interfața unealtă/material de îmbinat (Figura 2.21.). Principalii parametri necunoscuți în aceste expresii ai fluxului de suprafață sunt coeficientul de frecare în ipoteza alunecării și curgerea materialului la tensiunea de forfecare în ipoteza blocării. În acest sens s-a propus o ecuație generală adoptată pentru generarea de căldură maximă [108]:

$$Q_{total} = \zeta Q_{blocare} + (1 - \zeta) Q_{alunecare} \\ = \frac{2}{3} \pi \omega [\zeta \tau_{curgere} + (1 - \zeta) \mu P] [(R_{umar}^3 - R_{pin}^3)(1 - \tan a) + R_{pin}^3 + 3R_{pin}^2 H] \quad (2.15)$$

unde  $\zeta$  este rata de alunecare adimensională între unealtă și piesa de lucru (1 pentru blocarea completă și 0 pentru alunecarea completă).

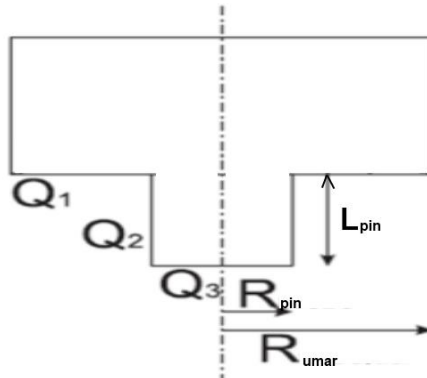


Figura 2.21. Vedere schematică analitică a geometriei uneltei (care include umăr drept și pin cilindric) și contribuțiile generării de căldură de la umărul  $Q_1$ , fața laterală a pinului  $Q_2$  și vârful uneltei  $Q_3$ ) [108]

Cu toate acestea, când se implementează aceasta într-un model numeric folosind o poziție dependentă a fluxului de suprafață [ $W/m^2$ ], de obicei folosit sub următoarea formă [110], se apelează la relația:

$$q_{total} = \gamma T_{frecare} + (\omega r - \gamma) T_{curgere} = \omega r [\zeta T_{curgere} + (1 - \zeta) \mu P] \quad (2.16)$$

care de fapt este baza pentru derivarea ecuației (2.15). În plus când se combină ecuația 2.15 și ecuația 2.16 și apoi se ia în calcul o geometrie simplă a uneltei de sudare cu umărul plat, se obține următoarea expresie pentru generarea căldurii [110]:

$$q_{total} = \frac{3Q_{total}r}{2\pi R_{umar}^3} \quad (2.17)$$

Aceasta poate fi aplicată în model ca o rază dependentă a fluxului de suprafață, în ipoteza unei condiții de contact constant aproape de alunecare sau în cazul blocării, unde stratul supus la forfecare este foarte subțire.

Din ecuația 2.17 se poate deduce că  $Q_{total}$  poate fi considerat un parametru de intrare în aceeași manieră ca și coeficientul de frecare, presiunea și curgerea materialului în ecuația 2.15. Cu toate acestea, ar trebui menționat că, având  $Q_{total}$  ca parte a parametrilor de intrare pentru model, în unele situații ar putea intra în conflict cu obiectivele modelării termice a procesului FSW. Acesta este cazul special când modelul ar trebui să prelimesc temperaturi pentru condiții în care nu sunt suportate de măsurătorile căldurii de intrare  $Q_{total}$ . În aceste cazuri nu este simplu de a prelimesc sau de a simula efectul sudării sau a vitezei de rotație, deoarece generarea totală a căldurii  $Q_{total}$  este o funcție a acestor modificări de parametri și prin urmare, poate fi considerată o funcție internă a procesului FSW.

Această dilemă poate fi în mod evident depășită prin susținerea modelului termic cu un model termo-mecanic care include proprietățile de bază ale procesului, și anume curgerea materialului produsă de generarea de căldură prin disiparea plastică în stratul de forfecare și din contactul de frecare dintre unealtă și piesa de lucru.

Din păcate, măsurători termice directe în zona amestecată este greu de realizat în timpul sudării FSW, datorită unei deformări plastice severe. O metodă utilizată pentru măsurarea temperaturii în interiorul zonei amestecate este de a introduce

termocuple în pinul uneltei [111]. Măsurătorile termice rezultate nu furnizează profilul temperaturii, ca o poziție funcțională în zona amestecată, ci numai o temperatură medie pe întreaga zonă de amestecare. Ca urmare a acestui fapt, modele computaționale au fost dezvoltate pentru a calcula și a prelimina temperatura de sudare. Aceste modele sunt de obicei calibrate prin măsurători realizate cu ajutorul termocuplelor plasate în poziții cunoscute departe de zona amestecată. Frigarrd a modelat procesul de sudare FSW pentru aliaje de Al din seria 6xxx și 7xxx, și a introdus un parametru de frecare variabil pentru a simula topirea interfacială care ar dezvolta temperaturi ridicate [112]. Pe de altă parte, Russel și Shercliff au folosit rezistența la forfecare ca un parametru variabil cu valori tipice de 5 % din efortul de curgere la forfecare la temperatura camerei [109].

Conform ecuațiilor 2.13 și 2.14, fluxul de căldură în piesa de lucru în timpul sudării FSW, ca o funcție a distanței departe de linia de sudare „r”, poate fi calculată folosind două ecuații care definesc o suprafață circulară și un flux volumic cilindric, corespunzător umărului și respectiv pinului [106]:

$$Q(r) = \frac{3Q_{total}r}{2\pi(R_{umar}^3 - R_{pin}^3)} \quad (2.18)$$

Ecuția privind fluxul volumic cilindric al umărului, ia în considerare creșterea vitezei spre marginea umărului, iar prin urmare, fluxul este mai mare cu creșterea razei.

$$Q(r) = \frac{Q_{total}r}{\pi R_{pin}^2 L_{pin}} \quad (2.19)$$

Fluxul de căldură generat de către pin nu este dependent de rază, și este prin urmare uniform cu adâncimea pentru un pin cilindric simplu.

Datorită conductibilității termice extreme a aluminiului, orice redistribuire a căldurii cauzată de o curgere convectivă a metalului din jurul surselor de căldură, se presupune de obicei a fi zero în cadrul acestor modele. Schimdt a luat în considerare efectul unei condiții de blocare și alunecare în modelul lui. Se susține că comportamentul la interfață în timpul sudării FSW este de fapt undeva între aceste două condiții. Ca urmare a fost introdus o stare de contact variabilă  $\zeta$ , care descrie contribuțiile fracționare. În consecință, energia totală este suma componentelor de energie datorate alunecării  $Q_{alunecare}$  și blocării  $Q_{blocare}$  [110]:

$$Q_{total} = \zeta Q_{blocare} + (1 - \zeta) Q_{alunecare} \quad (2.20)$$

În Figura 2.22.a rezultatele modelării realizate de către Colegrove pentru o îmbinare cu Al2024, având viteza de rotație 800 rot/min și viteza de sudare de 400 mm/min au fost comparate cu datele măsurate experimental. La o distanță „y” de linia de îmbinare, rezultatele sunt în bună concordanță [95]. Cu toate acestea, nivelul de concordanță între model și ciclul termic experimental a variat la diferiți parametri de sudare și la diferite aliaje (Figura 2.22.b). Cu valori pozitive sunt indicate temperaturile mai mari prevăzute de model, în timp ce valorile negative reprezintă temperaturile mai mici prevăzute de către model. Rezultatele pot fi reprezentate bi- și/sau tridimensional prin diagrama de contur a temperaturii care înconjoară unealta de sudat. În general temperaturile maxime înregistrate la sudarea aliajelor de aluminiu au fost între 400-500°C [95].



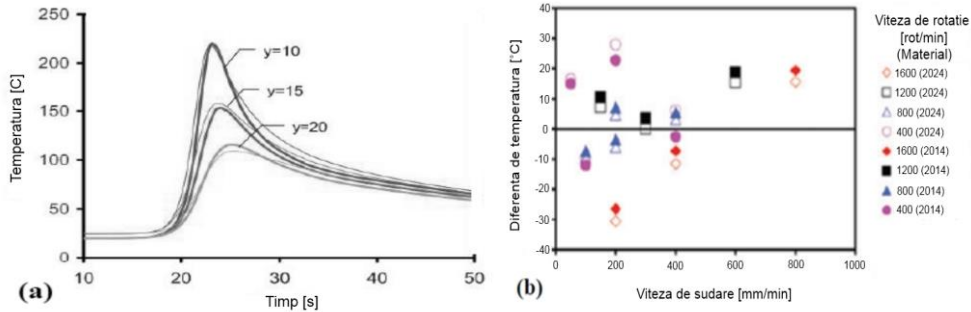


Figura 2.22. a) - Comparație între model și rezultatele experimentale pentru un aliaj de aluminiu 2024, îmbinare realizată la o viteză de rotație de 800 [rot/min] și o viteză de sudare de 400 [mm/min]; b) - diferența maximă de temperatură între model și măsurătorile experimentale

Evoluția temperaturii în timpul sudării FSW este foarte mult influențată de proprietățile fizice ale materialului, și de parametrii de sudare [94], [95], [113]. Pentru un aliaj cu o conductivitate termică ridicată, în general temperatura maximă înregistrată în zona de amestecare este mai mică în comparație cu a unui aliaj cu o conductivitate termică scăzută. Reducerea vitezei de rotație și/sau creșterea vitezei de sudare duce la reducerea temperaturii dezvoltate în timpul sudării. Creșterea vitezei de rotație și/sau reducerea vitezei de sudare duce la creșterea temperaturii în timpul sudării.

Mai mult, s-a evidențiat că odată cu creșterea vitezei de sudare, temperatura este localizată mai mult în jurul uneltei de sudare (Figura 2.23. a și b) [94]. Câmpul termic din jurul uneltei s-a modificat de la un profil circular, dezvoltat în timp ce unealta se rotește într-o poziție staționară pe suprafața materialului, la un profil alungit și eliptic, în timp ce unealta începe să se deplaseze pe suprafață.

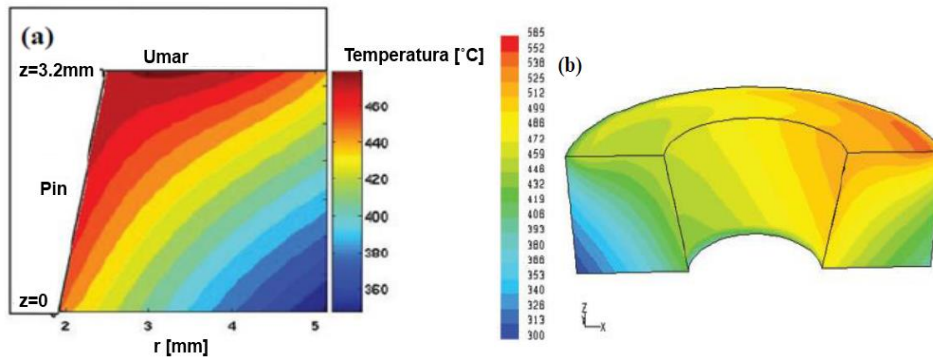


Figura 2.23. a) - distribuția bidimensională și b) - tridimensională a temperaturii, ce înconjoară umărul și pinul uneltei de sudare [95]

## 2.5. Scopul și obiectivele tezei de doctorat

**Obiectivele principale** ale cercetării doctorale au fost modelarea matematică a legăturilor de cauzalitate care guvernează procesele de îmbinare nedemontabilă a materialelor compozite cu matrice metalică și respectiv evidențierea, cu ajutorul acestor modele, a celor mai favorabile regimuri de îmbinare din punct de vedere tehnologic și energetic. În acest fel, rezultatele cercetării pot fi nemijlocit utilizate în proiectarea rațională a proceselor de îmbinare investigate, aplicate la scară industrială.

Pentru realizarea acestor obiective s-a pornit de la o sinteză documentară profundă, urmată de o structurare a informațiilor favorabile și mai puțin favorabile legate de îmbinare nedemontabilă, iar în final aplicarea printr-un program experimental propriu, pe probe și epruvete.

Aceste obiective ale cercetării sunt justificate de nevoia de clarificare a unor probleme de nivel teoretic și experimental insuficient abordate în studiile existente pentru îmbinarea materialelor compozite cu matrice metalică prin procedee performante, prietenoase cu mediul.

**Obiectivele specifice** în sprijinul celor principale definesc următoarele direcții de cercetare:

### 1. Evaluarea sudabilității materialelor compozite cu matrice metalică.

- Evaluarea situației actuale privind oportunitățile și domeniile de utilizare ale materialelor compozite din speța cu matrice metalică și problemele identificate la îmbinarea nedemontabilă.
- Evidențierea evoluției materialelor compozite, definită prin caracteristici fizice și mecanice adecvate, dependent de direcții și domenii de aplicare industrială.
- Din sinteza prevăzută se stabilește clasa și tipul de material compozit pentru cercetarea doctorală proprie.

### 2. Elaborarea conceptului propriu de cercetare teoretică adecvat materialului ales pentru studiu.

- Se elaborează programul de studiu teoretic prin stabilirea conceptelor de simulare și modelare matematică a proceselor de îmbinare nedemontabilă, din punct de vedere al transferului termic, corelat cu informațiile identificate în literatură.
- Se apelează la programe specifice, cu largă audiență, pentru studiul distribuției câmpurilor termice asociate procedurii de îmbinare cu element activ rotitor (FSW).
- Prin analiza cu elemente finite, se realizează o încercare de a se simula aspectele termice ale procesului de sudare prin frecare cu element activ rotitor a materialului compozit AA2124/SiC/25p-T4, în scopul determinării domeniului și distribuției temperaturii în timpul procesului de sudare. Rezultatele vor fi apoi comparate cu valorile măsurate experimental.

### 3. Elaborarea conceptului propriu de cercetare experimentală adecvat materialului ales pentru studiu.

- Se concepe programul de cercetare pe materialul stabilit cu utilizarea procedurilor de îmbinare cu element activ rotitor (FSW) și cu ultrasunete.

- Se proiectează probele și epruvetele care vor defini rezultatele reprezentative.
- Se identifică infrastructura de cercetare, se proiectează elementele necesare, pentru a conduce la rezultate practice definitive.

#### **4. Investigarea efectelor parametrilor tehnologici de sudare asupra calității îmbinărilor sudate**

- Parametrii tehnologici ai procedeelor de îmbinare se stabilesc să aibă un impact minim asupra caracteristicilor fizice și mecanice ale MMC-ului.
- Se determină influența lor asupra distribuției câmpurilor termice și implicit asupra calității îmbinării.
- Se evidențiază interdependența și efectele modificării parametrilor tehnologici asupra desfășurării proceselor de îmbinare, cu identificarea nivelurilor de optim tehnic și energetic.
- Prin urmare, experimentările se orientează să conducă la rezultate optime în ceea ce privește calitatea și îmbunătățirea performanțelor îmbinărilor.
- Rezultatele experimentale rezultă din încercarea epruvetelor supuse încercărilor mecanice și examinări metalografice.

#### **5. Corelarea premiselor teoretice cu cele experimentale.**

- Conceptele teoretice se corelează cu rezultatele experimentale, pentru fundamentarea și definirea parametrilor tehnologici care să conducă la realizarea industrială a îmbinărilor sudate, cu eficiență tehnică și economică, soluții prietenoase cu mediul înconjurător.

### 3. Programul experimental

#### 3.1. Structura programului de cercetare

Investigațiile experimentale urmăresc metodologia descrisă în organigrama prezentată în Figura 3.1.

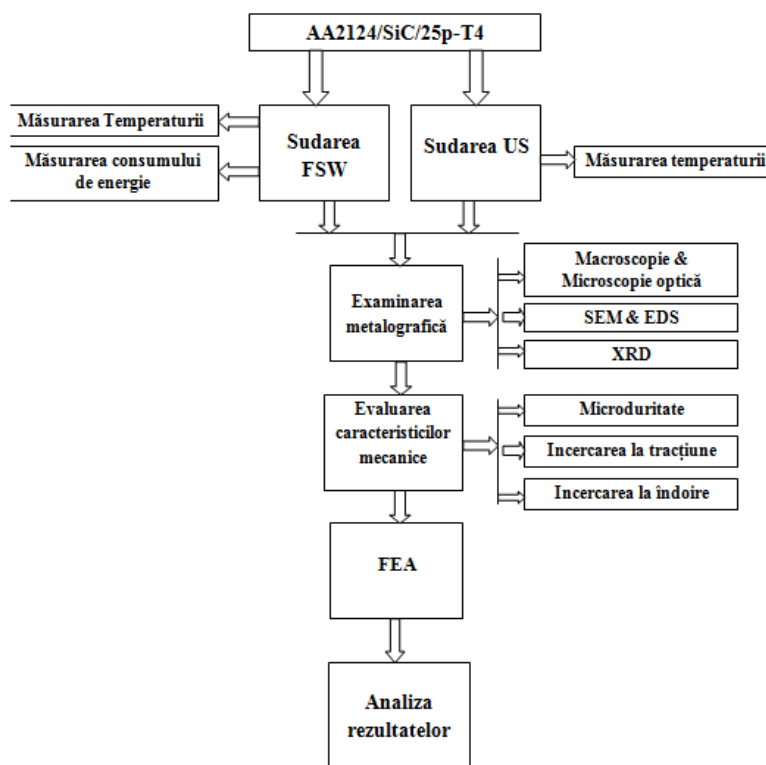


Figura 3.1. Schema descrierii programului de lucru

Programul de cercetare a avut în studiu un material compozit pe bază de aluminiu armat cu particule de carbură de siliciu (AA2124/SiC/25p-T4) sub formă de plăci cu dimensiunile de 100 x 50 x 5 mm.

Tabel 3.1. Parametrii tehnologici de sudare prin FSW a AA2124/SiC/25p-T4

Proba	Material	Viteza de sudare [mm /min]	Viteza de rotație [rot/min]	Material unealtă
1	AA2124/SiC/25p-T4	50	1000	P20S
2	AA2124/SiC/25p-T4	50	1000	X38CrMoV5
3-4	AA2124/SiC/25p-T4	70 /100	1100	X38CrMoV5
5	AA2124/SiC/25p-T4	100	1200	X38CrMoV5
6	AA2124/SiC/25p-T4	150	800	X38CrMoV5

S-a procedat la sudarea FSW cu o viteză mică de sudare, 200 x 50 x 5 mm pentru sudarea FSW cu o viteză mare, iar pentru sudarea cu ultrasunete s-a folosit benzi cu dimensiunea 100 mm x 10 mm x 0,3 mm din același material.

Tabel 3.2. Parametrii tehnologici de sudare cu ultrasunete a AA2124/SiC/25p-T4

Nr. proba	Timp sudare [ s]	Presiunea de sudare [bar]	Amplitudine [%]
1	1.5	2	70
2	1.5	2	70
3	2.4	2	70
4	2.4	2	70
5	1.5	3	70
6	1.5	3	70
7	2.4	3	70
8	2.4	3	70
9	1.5	2	85
10	1.5	2	85
11	2.4	2	85
12	2.4	2	85
13	1.5	3	85
14	1.5	3	85
15	2.4	3	85
16	2.4	3	85
Replici în punctul central			
17	1.95	2.5	77.5
18	1.95	2.5	77.5
19	1.95	2.5	77.5
Verificare în afara domeniului experimental			
20	1	2.5	77.5
21	1	2.5	77.5
22	3	2.5	77.5
23	3	2.5	77.5
Verificare în domeniul experimental			
24	1.7	2.5	77.5
25	1.7	2.5	77.5
26	2.2	2.5	77.5
27	2.2	2.5	77.5

Bazat pe un studiu al literaturii, la sudarea materialului compozit mai sus menționat prin procedeul FSW, acesta s-a îmbinat cap la cap, folosind două unelte de sudare diferite și la parametrii diferiți de sudare, iar la sudarea cu ultrasunete, s-au realizat îmbinări suprapuse și cu diferiți parametri de sudare. Măsurătorile de temperatură s-au realizat în timpul sudării. S-a utilizat termografia în infraroșu. În

plus pentru un control riguros al procesului FSW s-a optat și pentru măsurarea consumului de energie în timpul sudării.

Probele pentru testarea mecanică și caracterizarea microstructurii s-au realizat din materialul de bază și din probele îmbinate la parametrii diferiți la ambele procedee de sudare.

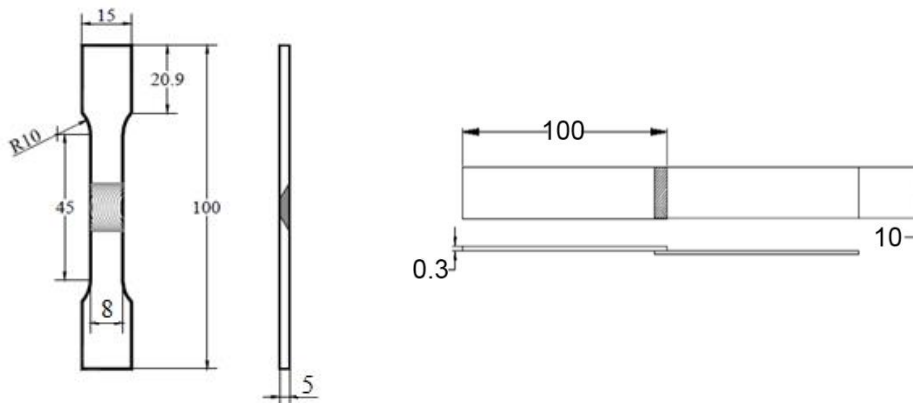


Figura 3.2. Schița epruvetelor destinate încercării la tracțiune

Caracterizarea metalografică realizată constă în macroscopie și microscopie optică, scanare electronică prin baleaj și analiza prin difracție cu raze X. Evaluarea macro și microstructurală a fost realizată pentru a determina formarea precipitațiilor, compușilor intermetalici, și nivelul de amestecare în probele sudate. Analiza prin difracție cu raze X, a fost realizată pentru a identifica fazele intermetalice la interfața îmbinării. Încercările mecanice au inclus:

- evoluția durității transversale peste îmbinarea sudată;
- încercări de tracțiune;
- încercări de îndoire.

Acestea au fost realizate pe materialul de bază și pe probele sudate la diferiți parametri.

Evoluția microdurității este o caracteristică fizico-mecanică importantă care guvernează rezistența la uzare a materialelor. Prin profilul microdurității s-a urmărit formarea precipitatelor în sudură și pentru a caracteriza duritatea în zonele sudurii. Încercările la tracțiune și îndoire au fost realizate pentru a compara rezistența și ductilitatea probelor sudate cu materialul de bază.

### **3.2. Caracterizarea materialul compozit cu matrice metalică AA2124/SiC/25p-T4**

#### **3.2.1. Descriere**

Experimentările au fost efectuate pe un aliaj de aluminiu de înaltă calitate folosit în industria aerospațială (AA2124) armat cu un volum de 25% de particule ultrafine de carburi de siliciu (SiC). Acesta este realizat prin tehnica metalurgiei pulberilor pentru a asigura o distribuție omogenă și uniformă a particulelor, ceea ce îmbunătățește caracteristicile mecanice (Figura 3.3).

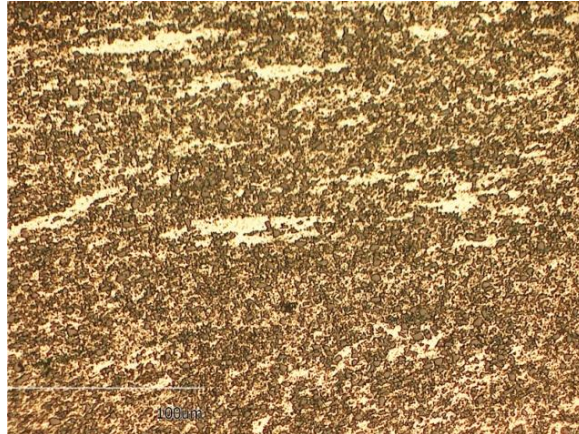


Figura 3.3. Microstructura materialului compozit AA2124/SiC/25p-T4; MOx1050

Condițiile de proces sunt controlate pentru a produce o distribuție uniformă a acestor particule, menținând în același timp puritatea aliajului matrice. Pulberile sunt compactate de piesa semi-fabricată prin compactare izostatică la cald. Pieseile semi-fabricate sunt disponibile pentru fabricarea directă a componentelor sau pentru fabricarea prin forjare, extrudare sau prin tehnica de laminare. Selectarea procesului depinde de proprietățile necesare, forma componentelor și costul procesului, Figura 3.4.

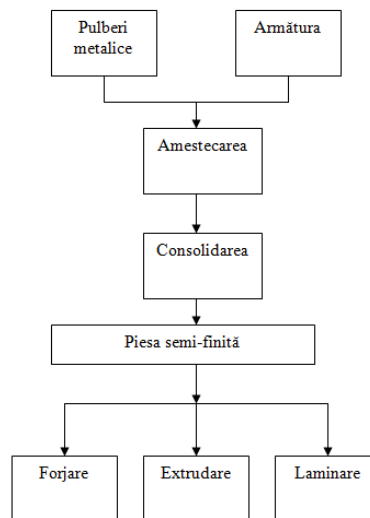


Figura 3.4. Prezentarea schematică a procesului de fabricație a materialului compozit AA2124/SiC/25p-T4

### 3.2.2. Caracteristicile materialului compozit AA2124/SiC/25p-T4

Materialul compozit AA2124/SiC/25p-T4 oferă o duritate ridicată, precum și caracteristici de frecare și uzură reduse. Materialul poate fi utilizat atât după o tehnologie de acoperire pentru a îmbunătăți caracteristicile tribologice cât și

neacoperit. Beneficiile cheie a materialului compozit AA2124/SiC/25p-T4 pentru aplicații structurale include:

- reducerea în greutate;
- creșterea rigidității componente;
- rezistența ridicată la oboseală;
- duritate mare și comportare bună la uzare.

Tabel 3.3. Caracteristici fizice și mecanice a AA2124/SiC/25p-T4 [114]

Conductivitate termică	150 [W/m/°C]
Coeficientul de expansiune termică	15 [ppm/°C]
Căldura specifică	0,836 [J/g/°C]
Solidificare	548 [°C]
Conductivitatea electrică	21% IACS
Densitate	2,88 [g/cm <sup>3</sup> ]
Modulul elastic	115 [Gpa]
Rezistența la curgere 0,2%	480 [MPa]
Rezistența la tracțiune	650 [MPa]
Coeficientul lui Poisson	0,3
Duritatea Vickers	210 HV5
Rezistența la oboseală (R=-1, Kt=1)	375 [MPa]

Forma produsului trebuie luată în considerare când se proiectează componentele din materialul AA2124/SiC/25p-T4. În ceea ce privește aliajele convenționale, modificarea caracteristicilor mecanice are loc ca urmare a diferențelor de microstructură și configurație a grăunților. Optimizarea caracteristicilor de tracțiune și oboseală poate fi realizată printr-o analiză atentă a formei produsului și de direcțiile critice de solicitare ale componentelor.

Tabel 3.4. ilustrează dependența caracteristicilor mecanice asupra formei produsului. Caracteristicile mecanice maxime sunt atinse în direcția longitudinală a secțiunii extrudate.

Tabel 3.4. Caracteristicile mecanice corelat cu tipul produsului [114]

Forma produsului	Piesa semi-fabricată	Extrudată	Forjată
Orientarea	-	L	L&T
Grosime [mm]	oricare	5-30	5-50
Tratamentul termic	T4 CWQ	T4 CWQ	T4 CWQ
Rezistența la curgere 0,2% [MPa]	455	480	440
Rezistența la tracțiune [MPa]	570	680	610
Modulul elastic [GPa]	115	115	115
Coeficientul lui Poisson	0,29	0,29	0,3

Utilizarea materialului sub formă de semi-fabricat a devenit larg răspândit, în special pentru dimensiuni și forme care nu sunt ușor de forjat sau extrudat. Această formă a produsului este simplă și utilizată de către proiectanții de componente datorită naturii izotrope a materialului. Rezistența la oboseală a semi-fabricatului, plăcilor forjate și secțiunilor extrudate este cuprinsă în Figura 3.5.



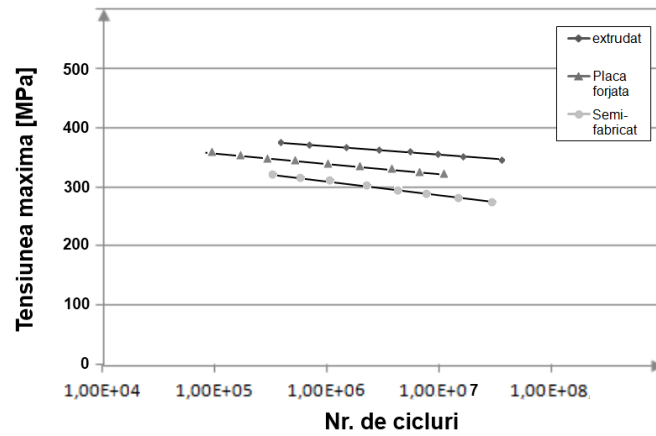


Figura 3.5. Rezistența la oboseală a AA2124/SiC/25p-T4 [114]

Prin utilizarea semi-fabricatelor este de asemenea posibil să se reducă costul componentei individuale și a intervalelor de realizare, prin eliminarea etapelor de prelucrare secundare din procesul de fabricație. Exemple de produse realizate aproape de o formă finită de către AMC se poate vedea în Figura 3.6.



Figura 3.6. Produse semi-fabricat din AA2124/SiC/25p-T4 [114]

## 74 Programul experimental

Pentru a atinge caracteristicile optime, poate fi utilizată prelucrarea secundară. Tehnica de extrudare și forjare oferă capacitatea de a realiza forme finite cu eficiență ridicată.

Materialul compozit AA2124/SiC/25p-T4 poate fi forjat direct din semi-fabricat și prezintă caracteristici excelente de curgere. Condițiile de procesare sunt similare celor utilizate pentru aliajele convenționale de aluminiu și nu este necesară o unealtă specială. Materialul poate fi de asemenea extrudat în diferite secțiuni, cum ar fi tuburi sau forme precise (Figura 3.7).

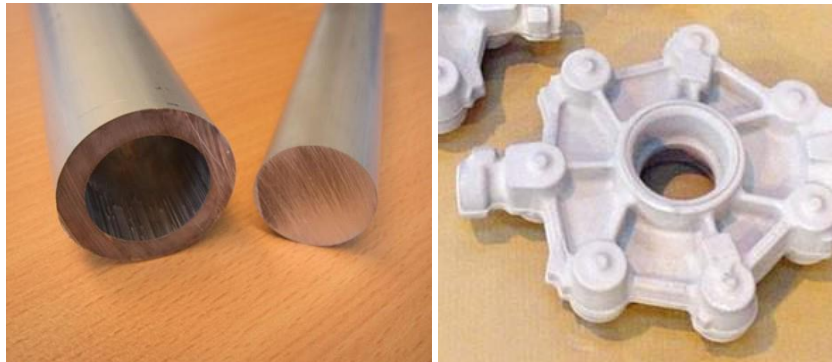


Figura 3.7. Forme extrudate din materialul compozit AA2124/SiC/25p-T4[114]

Caracteristicile mecanice ale materialului compozit AA2124/SiC/25p-T4 sunt dependente de condițiile de fabricație. În ceea ce privește aliajele convenționale, caracteristicile materialului sunt influențate de temperatura de procesare și de gradul de deformare. Luarea în considerare a acestor factori va ajuta în realizarea performanțelor mecanice optime pentru proiectarea unei componente specifice.

În Figura 3.8. se demonstrează efectul creșterii cu 200°C a temperaturii de extrudare asupra caracteristicilor la tracțiune statică a materialului. Se poate vedea că materialul extrudat la 350°C arată o îmbunătățire a rezistenței la curgere cu 10% față de materialul extrudat la 550°C.

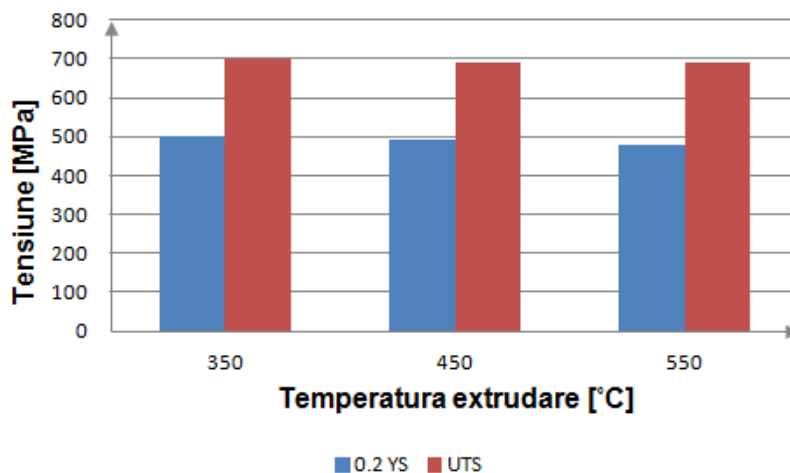


Figura 3.8. Efectul caracteristicilor la tracțiune în funcție de creșterea temperaturii [114]

Studiile au arătat că o reducere a rezistenței la temperaturi mari de procesare este o consecință a durității grăunților. În general, este recomandat o temperatură mai mică de procesare pentru a avea caracteristici mecanice optime. Deasemenea relația dintre temperatură și ductilitatea materialului trebuie luată în considerare pentru a asigura fabricarea eficientă a formelor complexe.

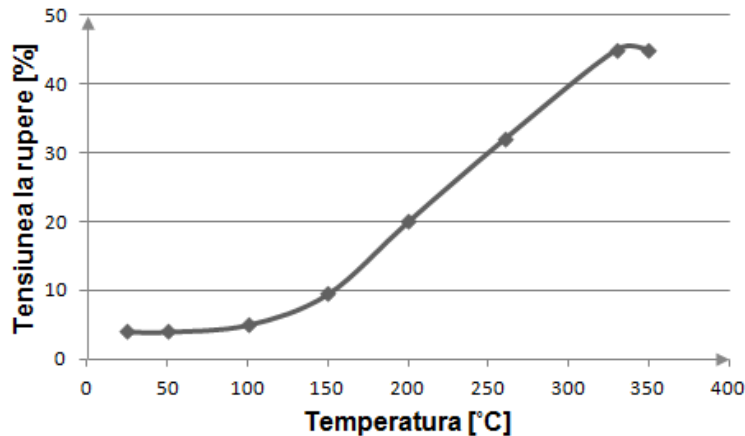


Figura 3.9. Rezistența la rupere în funcție de temperatură a AA2124/SiC/25p-T4 [114]

Temperaturile de prelucrare vor influența caracteristica de deformare, deci va exista o tensiune de deformare plastică mai mică la temperaturi mai mari. Tensiunea de deformare plastică este mai mică decât pentru aliajele cu matrice nearmate la temperaturi ce depășesc 425°C. Probe cilindrice din AA2124/SiC/25p-T4 au fost comprimate la temperaturi ridicate pentru a furniza date despre tensiunea de deformare plastică.

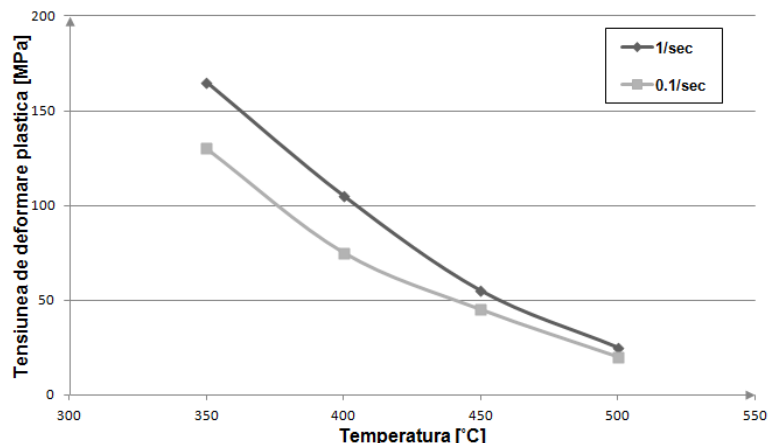


Figura 3.10. Deformarea plastică a materialului compozit AA2124/SiC/25p-T4 în funcție de temperatură [114]

Materialul răspunde la tratamentul termic convențional, la tratamente de călire și îmbătrânire pentru a obține o rezistență și o performanță ridicată la oboseală. Cu toate acestea câteva condiții la tratarea termică sunt modificate, ca

rezultat a procesului de fabricație prin tehnica metalurgiei pulberilor și datorită prezenței armăturii foarte fine. Adăugarea particulelor fine de SiC accelerează reacția de îmbătrânire a AA2124/SiC/25p-T4. Rezistența maximă este atinsă prin îmbătrânirea la temperatura camerei (T4) fără a fi nevoie de o îmbătrânire artificială. Îmbătrânirea naturală este pe deplin completă după 100 ore, dar rezistența maximă este atinsă în decurs de câteva ore de la călire (Tabel 3.5).

Tabel 3.5. Îmbătrânirea naturală a AA2124/SiC/25p-T4 [114]

Timpul de îmbătrânire la temperatura camerei [ore]	Duritatea maximă [%]
0,5	85
2	93
22	97
100	100

Măsurătorile de duritate și conductivitatea electrică confirmă statutul de material tratat termic (Figura 3.11).

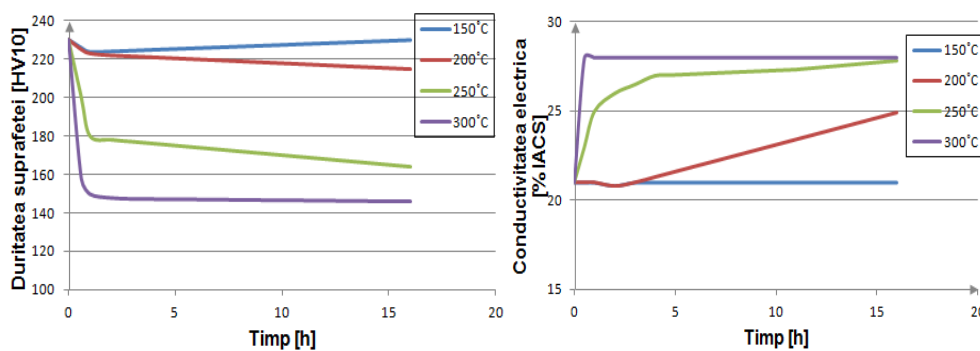


Figura 3.11. a- Dependența durității în funcție de timp și b- conductivitatea electrică în funcție de timp [114]

Materialul compozit AA2124/SiC/25p-T4 este insensibil la îmbătrânire la temperaturi mai mici de 150°C. Sunt notate mici modificări între duritatea măsurată la suprafață și cea măsurată în miez, ca urmare a fluxului de căldură în timpul tratamentului de călire.

### 3.2.2.1. Caracteristicile fizice

Modulul de elasticitate scade cu creșterea temperaturii, urmând o tendință similară ca aliajele de aluminiu, dar la temperatura camerei este înregistrat 115 Gpa (Figura 3.12.).

Coeficientul de dilatare termică într-un interval de temperatură de la -100 la +100°C este de aproximativ  $15,5 \times 10^{-6} \text{ } ^\circ\text{C}$ . O sensibilitate a temperaturii de 0,0279 [°C] se calculează pe baza datelor experimentale (Figura 3.13.).

Conductivitatea termică prezintă o sensibilitate redusă a temperaturii legată de starea elementelor de aliere, dacă acestea sunt prezente în soluție solidă și de dimensiunea precipitatelor (Figura 3.14).

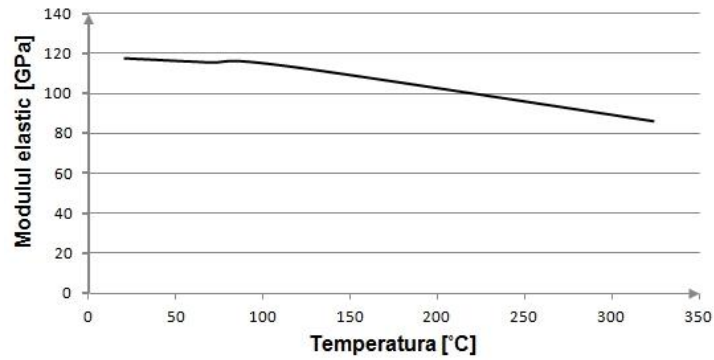


Figura 3.12. Modulul de elasticitate în funcție de temperatură [114]

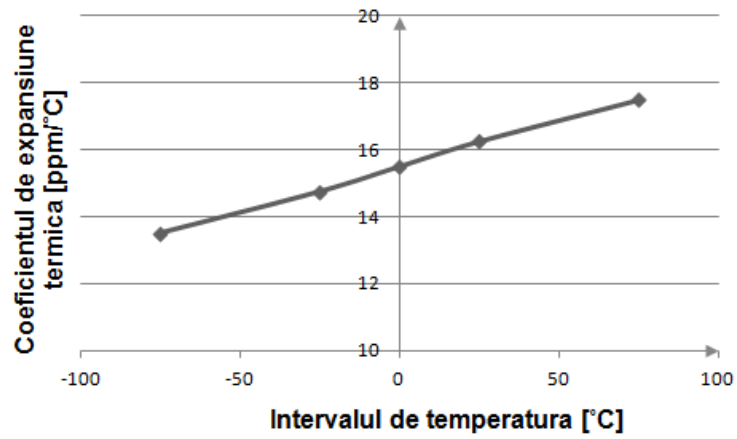


Figura 3.13. Coeficientul de expansiune termică în funcție de temperatură [114]

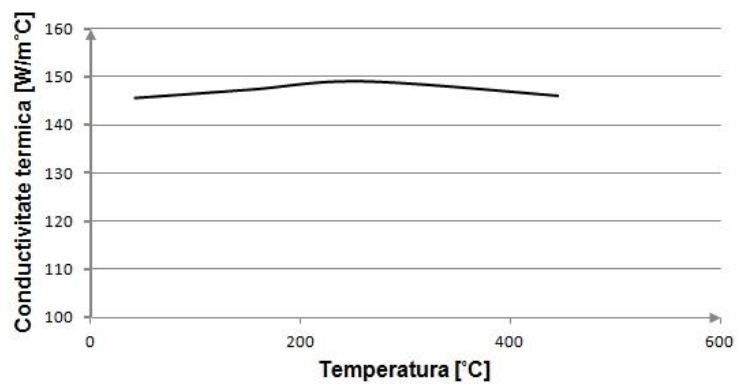


Figura 3.14. Conductivitatea termică în funcție de temperatură [114]

### 3.2.2.2. Comportarea durității în funcție de temperatură

Se dispune de rezultate privind măsuratori de duritate Vickers pentru AA2124/SiC/25p-T4 la temperaturi ridicate (Figura 3.15). Probele sunt preîncălzite timp de 10 sau 60 minute și apoi duritatea este măsurată în timpul răcirii controlate. Transferul de la cuptor înseamnă că este imposibil să se măsoare duritatea la temperatura stabilită. Deci măsurătorile încep de la 30 la 60 °C sub temperatura stabilită.

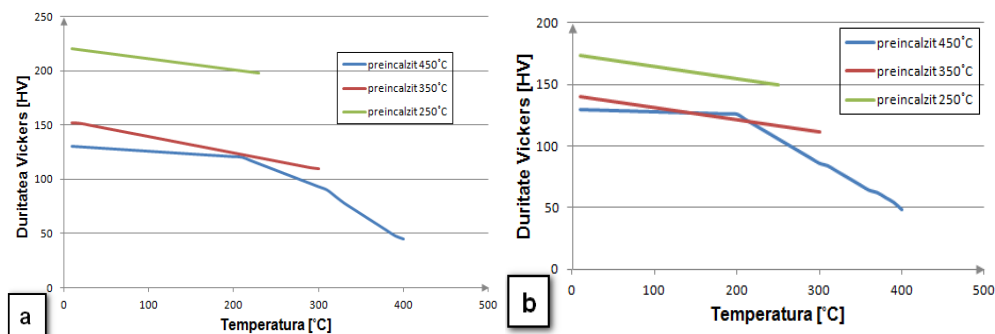


Figura 3.15. Comportarea durității în funcție de temperatură: a) - preîncălzit timp de 10 min.; b) - preîncălzit timp de 60 min [114]

### 3.2.3. Aplicații ale materialului compozit AA2124/SiC/25p-T4

Materialul prezintă o rezistență mecanică semnificativă, oboseală și duritate benefică la temperaturi ridicate. Combinația de caracteristici realizate de materialul compozit AA2124/SiC/25p-T4 oferă un potențial de performanță structurală remarcabilă pe o piață destul de largă și în diferite aplicații cum ar fi:

Automotive:

- pistoane;
- cilindrii motor;
- bolțuri;
- etriere de frână;
- componente de șasiu.

Aeronautică:

- componente ale motoarelor;
- structura aeronavelor;
- frâne și roți;
- sisteme de control.

## 3.3. Proiectarea probelor pentru îmbinările experimentale

Materialul compozit cu matrice metalică AA2124/SiC/25p-T4 a fost livrat de către AMC Aerospace Metal Composites sub formă de plăci forjate de dimensiunea 275 mm X 210 mm X 15 mm. Apoi, această placă a fost debitată prin electroziune pe o mașină Sodick AQ300L (Figura 3.16a), în plăci de dimensiunea 100 mm X 50 mm X 5 mm și 200 mm X 50 mm X 5 mm pentru sudarea prin frecare cu element activ rotitor (Figura 3.16. b), precum și în benzi de 100 mm x 10 x 0.3 mm (Figura 3.16. c) pentru sudarea cu ultrasunete. Viteza de avans pentru debitare este de 0,9

mm/min pentru probele destinate procedeului FSW și de 3,3 mm/min pentru probele destinate sudării cu ultrasunete [115].

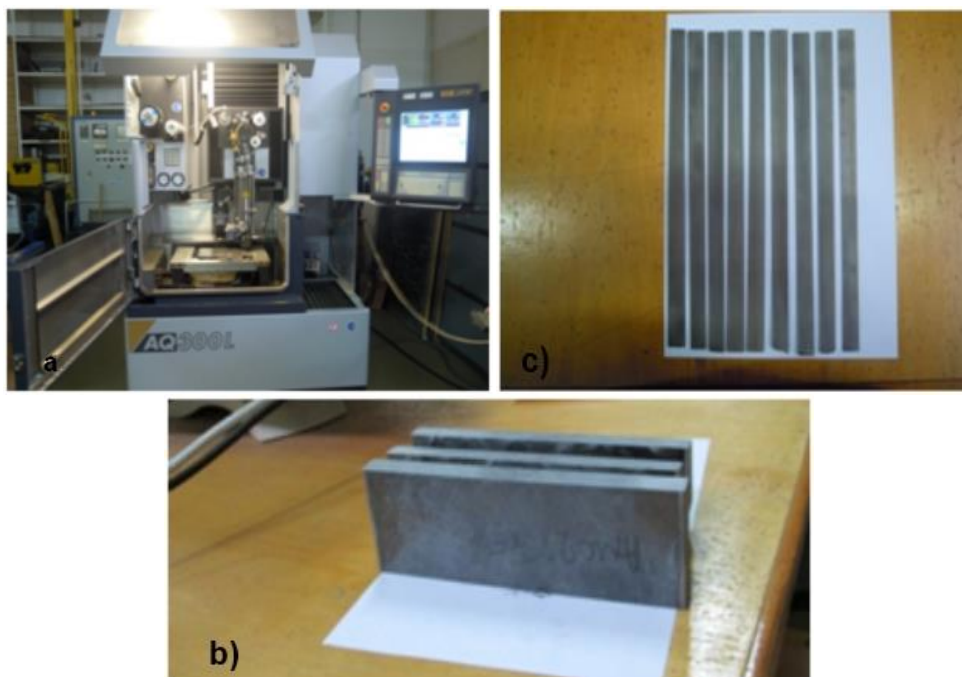


Figura 3.16. Echipamentul de tăiat prin electroeroziune și probele pregătite pentru sudarea FSW și ultrasunete

Pentru sudarea FSW plăcile au fost curățate cu alcool etilic pentru a îndepărta impuritățile. Pentru sudarea cu ultrasunete pe lângă curățarea cu alcool etilic a fost nevoie și de curățirea cu hârtie abrazivă fină a stratului de oxizi pentru a avea un contact bun metal pe metal. Operațiile au fost efectuate cu două minute înainte de începerea procesului de îmbinare.

### 3.4. Prezentarea echipamentului de cercetare

#### 3.4.1. Sudarea prin frecare cu element activ rotitor a plăcilor de AA2124/SiC/25p-T4

Experimentul constă în sudarea cap la cap prin frecare cu element activ rotitor, folosind două unelte diferite de sudare pentru a crea cinci suduri diferite, fiecare cu o combinație de parametrii de proces unici pentru îmbinarea plăcilor de AA2124/SiC/25p-T4 cu o grosime de 5 mm. Detalii ale parametrilor de sudare sunt furnizate în Tabel 3.6. Aceste îmbinări s-au realizat pe o mașină specializată pentru sudarea FSW tip FSW-4-10, aparținând Institutului Național de Cercetare – Dezvoltare în Sudură și Încercări de Materiale din Timișoara. Înainte de sudare, proba este fixată pentru a se asigura conservarea poziției sub acțiunea forțelor asociate procesului FSW. Piesele sunt aliniate de-a lungul lungimii lor și fixate în plăci de oțel, prin strângerea cu șuruburi, de fiecare parte a îmbinării (Figura 3.17).

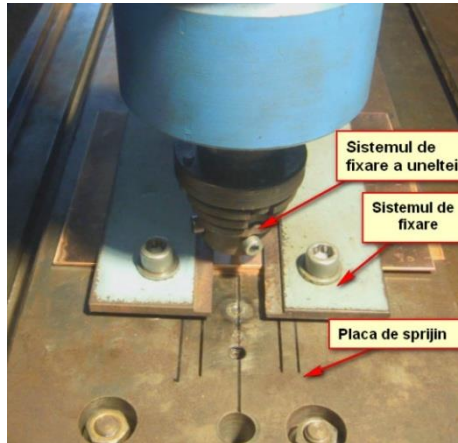


Figura 3.17. Placa de sprijin și sistemul de fixare

Unealta este introdusă în arbore și fixat cu două șuruburi. Poziția dorită a uneltei este setată manual înainte de sudare la poziția zero. Poziția zero, se referă la poziția verticală a uneltei atunci când suprafața umărului a intrat în contact cu partea superioară a piesei de lucru, (această locație coincide cu forța axială care poate fi detectată). Adâncimea de penetrare este specifică poziției uneltei atunci când aceasta este pe deplin angrenată în piesa de lucru.

Tabel 3.6. Parametrii fizici ai procesului de sudare prin FSW

Proba	Material	Viteza de sudare [mm /min]	Viteza de rotație [rot/min]	Material uneltă
1	AA2124/SiC/25p-T4	50	1000	P20S
2	AA2124/SiC/25p-T4	50	1000	X38CrMoV5
3-4	AA2124/SiC/25p-T4	70 /100	1100	X38CrMoV5
5	AA2124/SiC/25p-T4	100	1200	X38CrMoV5
6	AA2124/SiC/25p-T4	150	800	X38CrMoV5

#### 3.4.1.1. Descrierea constructivă și funcțională a echipamentului de sudat prin frecare cu element activ rotitor

Experimentările au fost realizate folosind un echipament specializat de tip FSW-4-10 (Figura 3.18). Echipamentul este dotat cu trei motoare:

**a)** motorul 1 (0,75 kW) asigură deplasarea pe verticală a dispozitivului de sudare FSW, pătrunderea cu viteză prescrisă a pinului uneltei în materialele de sudat precum și forța de apăsare a umărului uneltei pe acestea, după următorul ciclu de funcționare continuă:

- coborâre uneltă de sudare – contact pin uneltă cu materialele de sudat;
- pătrundere pin uneltă în materialele de sudat – apăsare umăr uneltă pe suprafața materialelor de sudat – proces efectiv de sudare (motorul 1 nu funcționează);
- ridicarea uneltei de sudare până la ieșirea acesteia din zona de lucru.



Transmiterea mișcării de la motor la unitatea de translație pe verticală a uneltei de sudare se realizează printr-un mecanism șurub-piuliță.

**b)** motorul 2 asigură rotirea cu reglare continuă a uneltei de sudare. Mișcarea se transmite direct (fără reductor) de la arborele principal al motorului la unealta de sudare prin intermediul unui cuplaj elastic și a unui sistem cu frecare minimă (lăgăruire cu rulmenți). Motorul 2 (4 kW) funcționează simultan cu motorul 1 și în continuare când acesta este oprit, în timpul procesului de sudare propriu-zis și apoi până se eliberează unealta din zona de sudare mișcarea pe verticală a uneltei se realizează prin intermediul motorului 1.

**c)** motorul 3 (2,2 kW) asigură deplasarea liniară cu viteza de sudare prescrisă, reglabilă continuu a pieselor de sudat în raport cu unealta de sudare.

Motorul 3 funcționează simultan cu motorul 2, doar pe perioada în care se realizează procesul efectiv de sudare (motorul 1 nu funcționează). Motorul 3 este prevăzut cu un reductor melcat (raport de transmitere  $i=1/36$ ), mișcarea fiind transmisă la piesele de sudat prin intermediul unui mecanism șurub-piuliță. Motoarele sunt monitorizate colectiv printr-o interfață generală de utilizare numită controler de sudare. Această interfață comunică cu motoarele și permit controlul activ a trei variabile principale de proces: viteza de sudare, viteza de rotație și adâncimea de penetrare a uneltei de sudat.

În Tabel 3.7. sunt descrise caracteristicile tehnice principale ale mașini de sudat utilizate.

Tabel 3.7. Caracteristicile tehnice ale FSW-4-10

Viteza de sudare [mm/min]	10 - 480
Turația uneltei [rot/min]	300 - 1450
Cursa utilă (sudare) [mm]	1000
Lățimea sudurii [mm]	până la 200
Grosimea sudurii [mm]	până la 10
Unghiul de înclinare a pinului uneltei [grade]	-4 la 4
Configurații posibile	Cap la cap, suprapuse, suduri in T

Echipamentul FSW-4-10 este destinat pentru a servii ca suport de cercetare pentru sudarea diferitelor combinații de materiale, pentru elaborarea tehnologiilor de îmbinare, dezvoltarea procesului.

Datorită faptului că echipamentul FSW-4-10 nu este dotat cu un dispozitiv pentru măsurarea forței axiale și a torsiunii, echipamentul s-a dotat cu dispozitive pentru a avea posibilitatea de a monitoriza online procesul de sudare prin urmărirea consumului energetic, respectiv termografieră în infraroșu în timpul principalelor etape ale procesului.

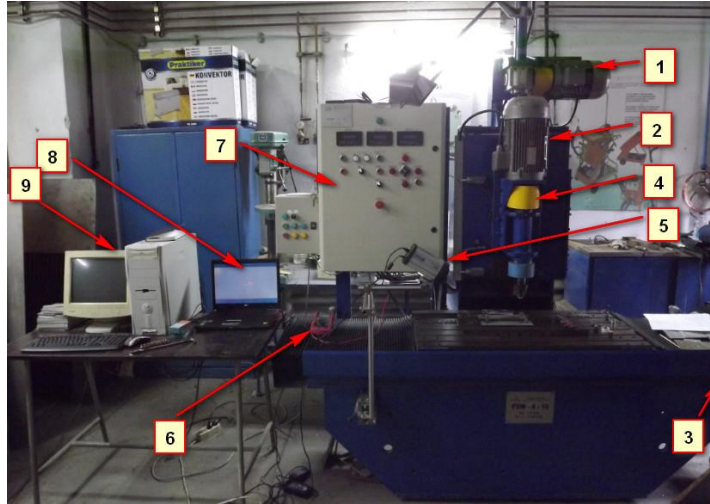


Figura 3.18. Echipamentul specializat de sudare FSW tip FSW – 4-10

- 1- motorul M1 (0,75kW);
- 2- motorul M2 ( 4 kW);
- 3- motorul M3 ( 2.2 kW);
- 4- echipamentul de sudare FSW-4-10;
- 5- camera termografică;
- 6- multimetru UT70B;
- 7- panou de comandă;
- 8- calculator pentru achiziția de date și înregistrarea temperaturilor;
- 9- calculator pentru achiziția de date și înregistrarea consumului de energie.

#### **3.4.1.2. Proiectarea unelei de sudare a procedului FSW pentru sudarea materialului compozit AA2124/SiC/25p-T4**

Unealta FSW are un rol important care influențează generarea de căldură, curgerea plastică, integritatea îmbinării, microstructura îmbinării și caracteristicile mecanice ale sudurilor.

Pentru acest studiu s-a ales două tipuri de unelte. O unealtă a fost confecționată din carbură sinterizată de wolfram (P20S) având pinul conic cu patru teșituri, și umărul plat (Figura 3.19.a, Tabel 3.8). O altă unealtă utilizată a fost confecționată dintr-un oțel aliat X38CrMoV5 tratat termic la 55 HRC (Figura 3.19.b), o unealtă relativ ieftină în comparație cu precedenta. Această unealtă are pinul cilindric filetat și umărul plat.

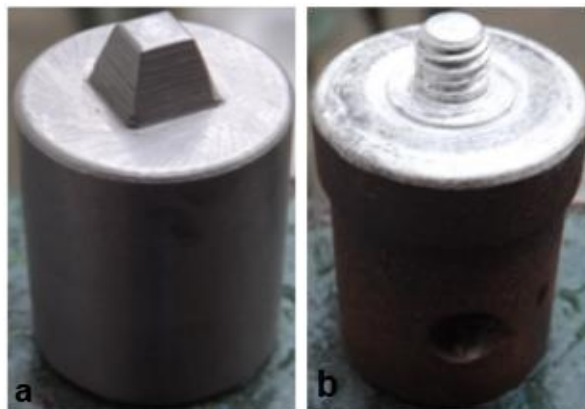


Figura 3.19. Uneltele tratate termic folosite pentru procesul FSW

Tabel 3.8. Dimensiunile uneltelor de sudare FSW

Dimensiune	Uneltele de sudare	
	P20S	X38CrMoV5
$\Phi$ pin [mm]	4.85	6
Lungime pin [mm]	4.8	4.5
$\Phi$ umar [mm]	20	20

### 3.4.1.3. Măsurarea și monitorizarea în timp real al consumului de energie al procedurii FSW la sudarea AA2124/SiC/25p-T4

Dotarea echipamentului de sudare cu un sistem de monitorizare în timp real al consumului de energie, a fost necesar pentru a furniza detalii cu privire la: stabilitatea procesului, stabilitatea parametrilor de sudare, apariția defectelor sau imperfecțiunilor, ajustarea și optimizarea parametrilor de sudare [116].

Pentru controlul și măsurarea în timp real a consumului de energie un multimetru de tip UT70B (Figura 3.21. stânga), este conectat la motorul M2, motor ce asigură viteza de rotație a uneltei, iar multimetrul este conectat la rândul său la un calculator pentru a înregistra măsurătorile. Softul multimetrului este în măsură să prezinte la scară diagrama de variație în timp real a valorilor măsurate (Figura 3.21. dreapta). În acest experiment autorul a ales să conecteze multimetrul la M2 deoarece viteza de rotație joacă rolul cel mai important din punct de vedere al cantității de căldură dezvoltată în materiale în timpul procesului de sudare FSW. De aici se asigură gradul de plastifiere și mecanismul de formare a îmbinării sudate și în plus este cel mai utilizat motor în timpul procesului. El funcționează neîntrerupt de-a lungul unui ciclu și transmite mișcarea la unealta de sudare printr-o cuplare directă la arborele principal al instalației de sudat FSW. Astfel, este înregistrată variația consumului de energie măsurate la motorul M2 în toate etapele parcurse (Figura 3.20.) de către unealta de sudare în timpul procesului de sudare, la diferiți parametri de lucru.

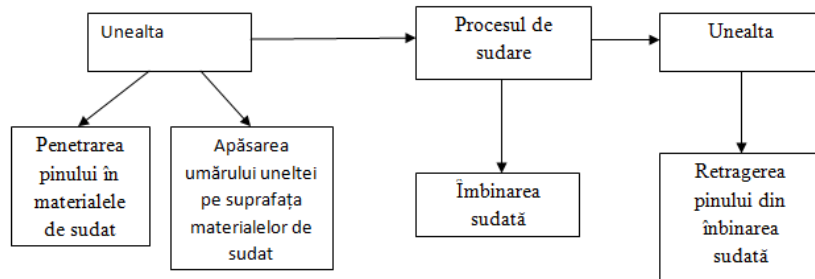


Figura 3.20. Etapele parcurse de către uneltea de sudare în timpul procesului de sudare FSW



Figura 3.21. Multimetru UT70B și interfața sistemului de achiziție a datelor

#### 3.4.1.4. Monitorizarea și măsurarea temperaturii în timpul sudării FSW a AA2124/SiC/25p-T4 prin termografie în infraroșu

Pentru a obține suduri de bună calitate, cu un nucleu bine consolidat pe toată grosimea materialului de sudat, este necesar să se atingă nivelul de temperatură optim de plastifiere a acestora. Scopul cercetării proprii este de a urmări evoluția temperaturii în diverse zone în timpul sudării FSW a materialului compozit AA2124/SiC/25p-T4. Dotarea echipamentului cu un sistem de monitorizare și control al procesului FSW prin termografie în infraroșu are multe avantaje:

- furnizează informații prețioase asupra stabilității procesului și parametrilor de sudare;
- oferă informații legate de apariția imperfecțiunilor sau a defectelor, și de asemenea analiza calității sudurii prin imaginea termică.

Verificarea principiului de funcționare în ceea ce privește identificarea imperfecțiunilor în timpul procesului de sudare, au arătat că acestea pot fi evidențiate prin metoda termografică, deoarece ele reprezintă o barieră termică care împiedică propagarea căldurii în interiorul obiectului examinat în conformitate cu caracteristicile sale termice, având o conductivitate termică diferită a imperfecțiunilor în raport cu materialul omogen [117] - [119].

Înregistrarea temperaturii a fost realizată online, folosind o cameră termografică Thermo-Vision A40M, la o rată de achiziție de 25 imagini/sec. Camera a fost plasată pe echipamentul de sudare cu scopul de a urmări zona intersectată între umărul uneltei și suprafața sudurii. Înregistrarea temperaturii și prelucrarea datelor s-a realizat folosind software-ul Thermo Cam Researcher Pro [120]. Pentru a determina

variațiile temperaturii în material în timpul sudării, măsurătorile s-au realizat perpendicular pe linia de îmbinare la distanțe diferite față de punctul de începere a sudurii (Figura 3.22.), la o distanță de 1 mm în spatele umărului unelii de sudare (Figura 3.23.), respectiv la 12 mm de linia de îmbinare atât pe fața de avans cât și pe fața de retragere.

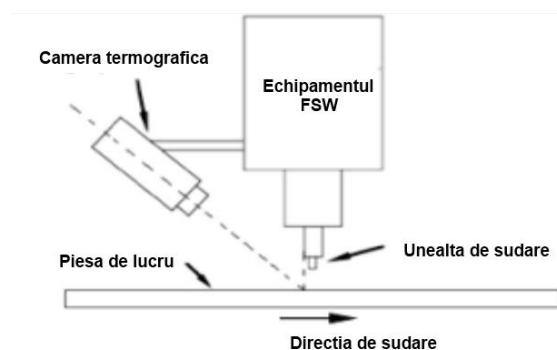


Figura 3.22. Schema de poziționare a camerei termografice pe echipamentul FSW

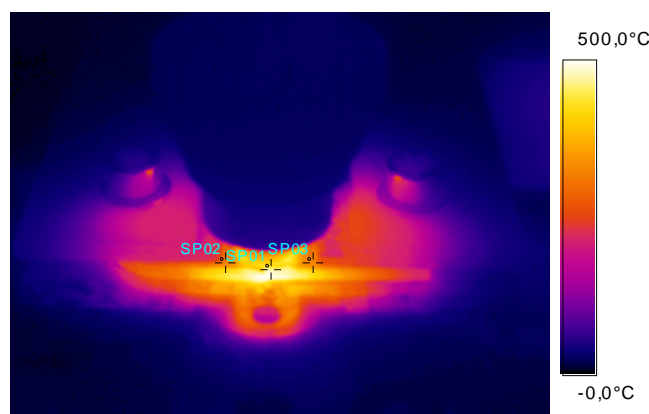


Figura 3.23. Punctele de măsurare văzute pe imaginea în infraroșu

### 3.4.2. Sudarea cu ultrasunete a benzilor de AA2124/SiC/25p-T4

Experimentul constă în sudarea suprapusă prin ultrasunete a benzilor de material compozit AA2124/SiC/25p-T4 cu o grosime de 0.3 mm. Sudurile s-au realizat pe un echipament de sudare cu ultrasunete convențional a materialelor metalice, aparținând Institutului de Sudură și Încercări Mecanice Timișoara. Datorită faptului că materialul compozit AA2124/SiC/25p-T4 este un material activ din punct de vedere chimic, produce un strat dens de oxizi la contactul cu aerul ( $Al_2O_3$ ) care afectează procesul de sudare. Chiar dacă prin sudarea cu ultrasunete se poate dispersa acest strat de oxizi și alți contaminanți, acești oxizi și contaminanți dispersați rămân în continuare pe interfața îmbinării. Este necesar înlăturarea stratului de oxid înainte de sudare pentru a obține o sudură bună. Așa că, înainte de experiment s-a făcut o șlefuire mecanică și o curățare cu alcool etilic.

În timpul procesului de sudare, sonotroda oscilează transversal pe suprafața piesei. Presiunea de contact care este aplicată pe sonotrodă interacționează cu forțele oscilatorii cauzând o tensiune dinamică internă la interfața dintre cele două

suprafețe ce urmează a fi îmbinate. După o serie de teste inițiale s-a ajuns la concluzia că parametrii majori de proces ajustabili sunt timpul de sudare, presiunea statică ce acționează pe sonotrodă și amplitudinea vibrațională a sonotrodei. S-a constatat că între anumite valori ale parametrilor de proces, benzile de AA2124/SiC/25p-T4 au fost îmbinate. Matricea experimentală a îmbinării bezilor de AA2124/SiC/25p-T4 cu o grosime de 0,3 mm împreună cu parametrii de lucru este prezentată în Tabel 3.9.

### **3.4.2.1. Descrierea constructivă și funcțională a echipamentului de sudat cu ultrasunete**

Echipamentul de sudare cu ultrasunete, prezentat în Figura 3.24., este un echipament, destinat sudării materialelor metalice, în principal cu scop de cercetare. Se compune în principal din: generatorul de ultrasunete și echipamentul de sudare propriu-zis cu sistemul ansamblul rezonator mecanic ultrasonic.

Generatorul de ultrasunete (poz. 4 ), este alimentat la o linie de tensiune de 220 V/50 Hz, frecvența de lucru de bază fiind de 20 kHz. Echipamentul de sudare cu ultrasunete pentru sudarea materialelor metalice este dotat cu un generator cu puterea maximă de 2000 W.

Generatorul convertește tensiunea convențională de 220 V la frecvența de 50-60 Hz, în energie electrică la frecvența de 20 kHz și este proiectat pentru funcționare la o durată de acționare (DA) max. 50 %. Energia electrică de frecvență ridicată este aplicată elementului transductor (convertor piezoceramic, transformator / booster, sonotrodă), poz. 2, care transformă oscilațiile electrice de frecvență înaltă în vibrații mecanice de frecvență înaltă.

Ansamblul rezonator mecanic prezentat în imaginea din Figura 3.25., are în componență convertorul piezoceramic, poz. 3, transformatorul de amplitudine sau boosterul cu raportul de transformare 2:1 poz. 2, sonotroda poz. 1 și dispozitivele de poziționare în structura echipamentului de sudare de tip diafragme de titan și inele de fixare, poz. 4. Convertorul piezoceramic poz. 3, transformă energia electrică de înaltă frecvență produsă de generatorul de ultrasunete în energie mecanică de microvibrație. Pentru a se asigura absorbția oscilațiilor de către componentele convertorului piezoceramic acestea se pretensionează prin aranjarea inelelor piezoceramice în perechi pe direcție axială. În acest fel frecvența de rezonanță a convertorului este corelată cu frecvența de lucru a generatorului ultrasonic 50 Hz în energie electrică la 20 kHz și este proiectat pentru funcționare la durată de acționare  $DA_{max.} = 50 \%$ .



Figura 3.24. Echipamentul de sudare cu ultrasunete

- 1- calculator pentru achiziția de date și înregistrarea temperaturilor;
- 2 - echipament de sudare cu sistemul asamblu rezonator mecanic ultrasonic;
- 3 - cameră termografică;
- 4 - generator ultrasunete;
- 5 - regulator presiune;
- 6 - controler.

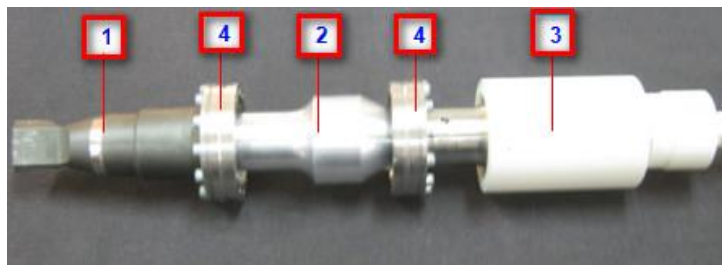


Figura 3.25. Ansamblu rezonator mecanic

- 1- sonotroda;
- 2- transformator de amplitudine booster;
- 3- convertor piezoceramic;
- 4- diafragma de titan și inele de poziționare.

Pentru a realiza un acord acustic foarte bun între mărimile de ieșire ale transductorului și sonotrodă este necesară intercalarea unui booster între cele două elemente constructive ale echipamentului de sudare.

Boosterul este proiectat să intre în rezonanță la aceeași frecvență cu transductorul cu care va fi utilizat, și de obicei este montat într-un punct nodal (de vibrație minimă), pentru a minimaliza pierderile de energie și pentru a preveni transmiterea ultrasunetelor în batiu. Cuplajul axial și mecanic se realizează prin șuruburi de strângere și astfel este asigurat transferul energiei ultrasonore către

booster și sonotrodă. Boosterul are rol de transformator de amplitudine pentru întreg domeniul de amplitudini necesare procesului, cât și rol de stabilizator general pentru oscilațiile sistemului transductor.

Suprafețele de cuplare ale sonotrodei și convertorului trebuie să fie complet aliniată, pentru a preveni pierderile de energie în timpul transferului acesteia. Sonotroda este realizată din oțel înalt aliat, iar transformatorul de amplitudine - boosterul din aliaj de aluminiu dural.

Sonotroda are rolul de a transmite vibrațiile cu frecvență ultrasonică de la elementul transductor la reperele de sudat și de a aplica forța necesară sudării, forma sonotrodei influențând factorul de amplificare.

Pentru a obține îmbinări sudate de calitate foarte bună este absolut necesar ca materialul din care este realizată sonotroda să aibă caracteristici acustice foarte bune și de asemenea o rezistență ridicată la uzură.

Procesul asigurat de o dispozitivare specifică, care asigură trasabilitatea poziției reperului la sudare, nicovală cu striiațiuni cu poziție reglabilă (poz. 1) și dispozitivul de poziționare pe axa z, (poz. 2), (Figura 3.26.).

Caracteristicile tehnice care determină performanța echipamentului sunt :

- |                                |                            |
|--------------------------------|----------------------------|
| - tensiunea de alimentare      | 220 V / 50 Hz;             |
| - frecvența de lucru           | 20 kHz +/-300 Hz;          |
| - generator de ultrasunete     | în tehnica PWM;            |
| - puterea maximă               | 2000 W;                    |
| - transductor                  | cu generator piezoceramic; |
| - reglaj parametri tehnologici | în tehnica digitală;       |
| - amplitudine                  | 50 – 100%;                 |
| - acționare echipament         | electropneumatic.          |

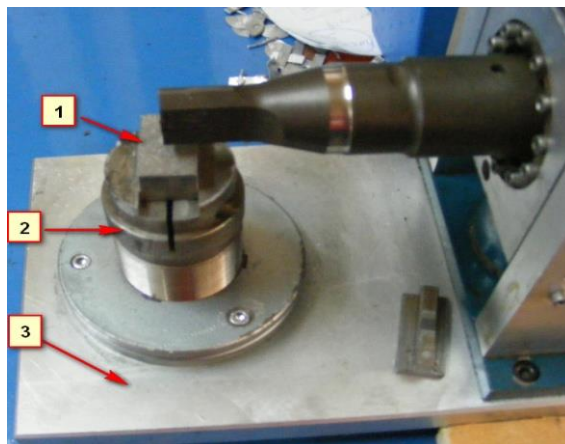


Figura 3.26. Dispozitivare la sudare: 1- nicovală; 2- poziționare axă Z; 3- batiu

Batiul echipamentului (poz. 3), Figura 3.26., este realizat dintr-un aliaj de aluminiu, pentru a asigura o rigiditate mare, necesară pentru ca elementele pasive, fixate pe ele să nu consume prin vibrații o parte din energia ultrasonică produsă de generatorul ultrasonic.

Funcționarea echipamentului specializat de sudare cu ultrasunete pentru materiale metalice este dată de componentele software și hardware a instalației electrice a echipamentului, în concordanță cu sistemul de programare a



generatorului de ultrasunete DYNAMIC digital control, care realizează următoarele funcții:

- asigurarea dialogului cu utilizatorul prin intermediul afișajului cu ecran LCD;
- generarea semnalelor de PWM ;
- afișarea elementelor de sistem (frecvența, amplitudinea, putere transferată);
- generarea ciclogramei de sudare conform diagramei caracteristice a masinilor de sudat cu ultrasunete.

Coborârea și ridicarea ansamblului BOOSTER la sudare se realizează cu o axă de translație tip actuator electropneumatic și ghidaje cu coloane încorporate în blocul echipamentului.

Fazele procesului tehnologic se derulează după cum urmează:

- încărcarea manuală a reperelor distincte pentru sudare;
- apăsarea butonului „START”;
- coborârea ansamblului rezonator BOOSTER;
- sudarea US;
- sfârșitul sudării;
- ridicarea ansamblului rezonator BOOSTER (eliberarea butonului start);
- descărcarea subansamblului sudat.

Parametrii tehnologici de sudare cu ultrasunete pot varia în funcție de materialele de sudat, de dimensiunile componentelor de sudat și de starea suprafeței acestora, în următoarele domenii:

- |                                    |                        |
|------------------------------------|------------------------|
| - presiunea de sudare maximă       | 5 bar;                 |
| - timp stabilizare forță de sudare | 1.5 s;                 |
| - timpul de sudare                 | 0.01 - 10 s;           |
| - frecvența ultrasunetelor         | 20 kHz ± 300 Hz;       |
| - timpul de menținere după sudare  | 0.01 - 1 s;            |
| - amplitudinea oscilațiilor        | parametrizat 50-100 %. |

Sistemele de comandă și programare ale echipamentului, modulate specific pentru sudarea cu ultrasunete, comanda și controlul actuatorului electromecanic al echipamentului de sudat cu ultrasunete, sunt destinate interfațării cu echipamente de sudare complexe în realizarea îmbinării de materiale compozite cu matrice metalică prin procedee cu ultrasunete, asigurând parametrii tehnologici ai procesului de sudare, secvențierea ciclogramei de sudare, procesarea parametrilor cu afișaj LCD.

#### **3.4.2.2. Punerea în funcțiune a echipamentului de sudare cu ultrasunete**

Echipamentul de sudare cu ultrasunete, se racordează la rețeaua de alimentare electrică 220V/50 Hz la un curent de 10-16 A. Se realizează conectarea la rețeaua de aer comprimat, la presiunea nominală de 6,3 bari, cu tub flexibil cu diametrul  $D_n = 6$  mm.

Programele experimentale au în vedere încărcarea cu parametrii tehnologici la valori minimale - regimuri moi, amplitudine microvibrații, timp de sudare, energie la sudare. Valorile parametrilor se măresc la cele impuse de programele experimentale.

Valorile forței tehnologice de apăsare se reglează de la regulatorul de presiune (poz. 5), Figura 3.24.

### 3.4.2.3. Monitorizarea și măsurarea temperaturii la interfața îmbinării în timpul sudării cu ultrasunete a AA2124/SiC/25p-T4 prin termografie în infraroșu

Dotarea echipamentului cu un sistem de monitorizare al procesului de sudare cu ultrasunete prin termografie în infraroșu, are avantajul că furnizează informații absolut necesare asupra evoluției temperaturii în timpul procesului. Camera termografică Thermo-Vision A40M, a fost în așa fel montată încât temperatura care apare la interfața îmbinării să poată fi măsurată, Figura 3.27. și Figura 3.28. Înregistrarea temperaturii a fost realizată online, la o rată de achiziție de 50 imagini/sec. Înregistrarea temperaturii și prelucrarea datelor s-a realizat folosind software-ul Thermo Cam Researcher Pro [120].

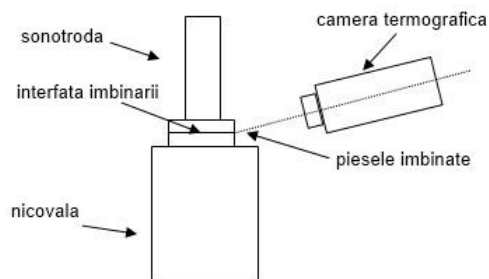


Figura 3.27. Schema de poziționare a camerei termografice la sudarea cu ultrasunete

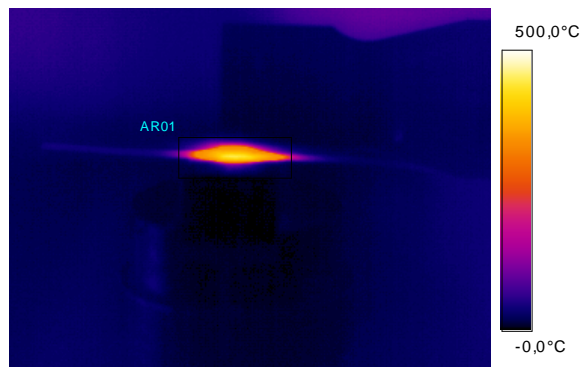


Figura 3.28. Zona de măsurare a temperaturii văzute pe imaginea în infraroșu

### 3.4.3. Analiza și optimizarea procesului de sudare cu ultrasunete a benzilor de AA2124/SiC/25p-T4

#### 3.4.3.1. Condițiile experimentale

Parametrii principali modificați în cadrul experimentelor au fost:

- presiunea de sudare P [bar] este un parametru de proces, a fost măsurată cu ajutorul unui manometru digital;
- timpul de sudare t [s], parametru setat din controlerul echipamentului;
- amplitudinea vibrațională A [%], parametru setat din generatorul de ultrasunete.

Acești parametrii influențează în general procesul de sudare.

#### 3.4.3.2. Organizarea programului experimental

Programele experimentale cu valorile tuturor parametrilor de proces sunt prezentate în Tabel 3.9

Tabel 3.9. Valorile mărimilor utilizate în experiment

Nr. proba	Timp sudare [ s ]	Presiune sudare [bar]	Amplitudine [%]
1	1.5	2	70
2	1.5	2	70
3	2.4	2	70
4	2.4	2	70
5	1.5	3	70
6	1.5	3	70
7	2.4	3	70
8	2.4	3	70
9	1.5	2	85
10	1.5	2	85
11	2.4	2	85
12	2.4	2	85
13	1.5	3	85
14	1.5	3	85
15	2.4	3	85
16	2.4	3	85
Replici în punctul central			
17	1.95	2.5	77.5
18	1.95	2.5	77.5
19	1.95	2.5	77.5
Verificare în afara domeniului experimental			
20	1	2.5	77.5
21	1	2.5	77.5
22	3	2.5	77.5
23	3	2.5	77.5

Verificare în domeniul experimental			
24	1.7	2.5	77.5
25	1.7	2.5	77.5
26	2.2	2.5	77.5
27	2.2	2.5	77.5

### 3.4.3.3. Programe experimentale

Structurarea programului experimental s-a realizat pe un experiment factorial. Metoda constă în stabilirea de nivele pentru fiecare din mărimile implicate (factori de influență). Au fost propuși 3 factori de influență: presiunea de sudare, timpul de sudare și amplitudinea vibrațională, iar pentru acești factori s-au stabilit două nivele, un nivel inferior (minim), respectiv superior (maxim). Valorile parametrilor s-au stabilit astfel încât fiecărui nivel al unui factor  $i$  se asociază toate combinațiile posibile între nivelele celorlalți factori. Este o organizare de tipul fiecare cu fiecare. Dacă organizarea se extinde asupra tuturor factorilor de influență atunci experimentul se numește experiment factorial complet. Numărul încercărilor pentru un experiment factorial complet  $k^n$ , unde  $k$  este numărul de nivele, iar  $n$  este numărul factorilor de influență.

Programul experimental adoptat a fost cu 3 factori de influență a câte două nivele fiecare, adică tipul factorial complet  $2^3$ . În total au fost necesare 8 încercări. La fiecare încercare s-a făcut o replicare, care a constituit matricea experimentului (Tabel 3.9). La acestea s-au adăugat experimentări necesare aplicării unor proceduri de prelucrare statistică, pentru a stabili gradul de încredere în formulele de corelație obținute pe baza rezultatelor experimentale. Se definește astfel punctul central al experimentului, acea combinație de valori pentru nivelele factorilor de influență care se situează pentru fiecare din factori la jumătatea intervalului dintre nivelul minim și cel maxim al factorului respectiv. Pentru acest punct central se efectuează un număr de replici. Acestea definesc trasabilitatea experimentului. Se pun astfel în evidență modificări ale mărimilor măsurate (funcțiile obiectiv) în cazul efectuării experimentului în condiții identice (din punctul de vedere al stării parametrilor implicați, a celor de influență și a celor constanți). Se urmărește eroarea datorită unor fenomene aleatorii necontrolabile, inevitabile.

Pe de altă parte, este nevoie de verificarea predicției relațiilor de corelație în raport cu rezultatele experimentale, care nu au fost folosite la stabilirea acelor corelații. Această verificare se face în punctul central. Se înregistrează cele mai mari abateri, egal depărtat de valorile pentru fiecare încercare în parte, unde coincidența va fi perfectă deoarece aceste valori au fost folosite la deducerea relației matematice. Abateră obținută definește o încredere generalizată asupra valorilor preliminate prin relația de corelație pe tot domeniul experimental, între nivelul minim și maxim al fiecărui factor. Numărul încercărilor în punctul central se adaptează la numărul total de experimentări. Astfel s-au efectuat 3 replici în punctul central reprezentate de încercările 9-11.

Problema verificărilor a fost extinsă și pentru alte puncte în afara celui central pentru a da consistență abordărilor statistice. Pentru aceste verificări s-au efectuat numai două replici. Acestea s-au efectuat numai pentru unul din cei 3 factori de influență, timpul de sudare. Punctele suplimentare pentru care s-au efectuat replici au fost situate pe o linie care conține punctul central. Aceasta înseamnă că în afară de timpul de sudare, ceilalți parametri au fost cei din punctul central. Pentru un timp de sudare mai mic decât cel din punctul central o valoare este situată în afara

domeniului experimental (încercările 12-13), iar altă valoare în domeniul experimental, la limita acestuia (încercările 16-17). Pentru un timp de sudare mai mare decât cel din punctul central o valoare este situată în afara domeniului experimental (încercările 14-15), iar altă valoare în domeniul experimental la limita acestuia (încercările 18-19). Astfel, în total sunt patru puncte de încercare suplimentare, două în domeniul experimental, și două în afara acestuia.

Comparativ cu experimentul de tip clasic, unde se studiază efectul unui singur factor, metoda experimentelor factoriale permite studiul interacțiunii dintre factorii de influență. De asemenea, aceasta permite, datorită numărului mare de încercări experimentale, organizări diferite ale acestora pentru a realiza diferite corelații matematice. Dintre acestea, cele care prezintă un coeficient de corelație ridicat sunt de încredere și pot fi folosite la modificarea parametrilor cu scopul de a obține un efect dorit. Prin eliminarea unuia dintre factorii de influență se obțin două planuri complete de ordin inferior.

Efectuarea încercărilor după planurile factoriale permite multiple posibilități de analiză. Prelucrarea datelor experimentale s-a realizat folosind programul MINITAB, [121], care permite rezolvarea sistemelor liniare care intervin în deducerea funcțiilor de corelație. Deducerea funcțiilor de corelație este însoțită de trasarea diagramelor Pareto care face o ierarhie a factorilor de influență și a interacțiunilor dintre aceștia. Programul trasează automat suprafețe de răspuns. Acestea sunt reprezentări prin puncte ale unei funcții cu două variabile. Nivelul de încredere se calculează referitor la replicile realizate în punctul central al experimentului factorial. Analiza statistică este dată de tabelele ANOVA. Acestea evidențiază semnificația factorilor de influență prin încadrarea predicției variației în probabilitatea de 95%, ceea ce este posibil cu ajutorul diagramelor Pareto standardizate. Încrederea în formula de corelație este dată de relația coeficientului de corelație.

În continuare, cei trei parametri modificați se vor numi factori de influență, iar cele două mărimi măsurate se vor numi funcții obiectiv. Factorii de influență trebuie să poată fi modificați continuu (sau cel puțin ipoteza modificăției continue să fie sustenabilă). De obicei, se aleg principalele caracteristici funcționale reglabile ale echipamentului de lucru. Metoda experimentelor factoriale permite studiul mai multor funcții obiectiv. Studiul unei funcții obiectiv este independent de celelalte. În general se preferă o procedură similară de studiu pentru fiecare din funcțiile obiectiv. Funcțiile obiectiv sunt fie mărimi măsurate direct, fie sunt calculate pe baza unor formule pornind de la mărimi măsurate direct. Metodele de analiză folosite în experimentele factoriale sunt independente de modul în care au fost obținute și semnificația acestor valori. Astfel, este important ca înainte de a trece la analiză, valorile funcțiilor obiectiv să poată fi considerate exacte și corecte.

Studiul factorial are ca obiectiv principal considerarea interacțiunilor dintre factorii implicați în procesul de îmbinare. Acestea nu pot fi studiate în cadrul experimentărilor clasice. Din punct de vedere matematic, interacțiunea dintre doi factori de influență se scrie ca produsul celor doi factori, produs care este tratat ca o variabilă independentă. Prin aceasta se asigură faptul că există proporționalitate între modificarea fiecărui factor și modificarea interacțiunii. Formula de corelație este o relație matematică care leagă funcția obiectiv de factorii de influență, care uneori este numită model matematic. Planul factorial complet este astfel conceput încât să conțină un număr suficient de încercări care să permită realizarea unei corelații care exprimă funcția obiectiv prin sumarea valorilor pentru factorii de influență și interacțiunile dintre acestea (înmulțite fiecare cu un coeficient), la care se adaugă o constantă ca și termen liber.

Exprimarea valorilor pentru factorii de influență într-un sistem arbitrar (echivalent cu exprimarea în aceleași unități de măsură), duce la coeficienții care multiplică factorii de influență, iar interacțiunile să fie comparabile.

Tipul de experimentare propusă, a considerat pentru fiecare factor de influență două nivele, unul inferior care a fost desemnat prin atribuirea valorii adimensionale -1, iar celălalt superior căruia i-a fost atribuită valoarea +1. În această situație, valorile reale ale factorilor de influență se transpun în sistemul codificat.

Principiul de transformare este următorul: pentru fiecare mărime variată se identifică valoarea minimă cu -1, iar cea maximă cu +1. Pe baza acestora se stabilește o dependență care menține proporționalitatea. Notând cu  $x$  valorile codificate (adimensionale) și cu  $X$  valorile reale, se utilizează următoarea relație de transformare:

$$\frac{x - x_{min}}{x_{max} - x_{min}} = \frac{X - X_{min}}{X_{max} - X_{min}} \quad (3.1)$$

În toate cazurile studiate  $x_{min} = -1$  și  $x_{max} = +1$ , vom avea calculele:

Pentru timpul de sudare  $t$  [s],

$$A = -1 + \frac{t - 1.5}{2.4 - 1.5} [1 - (-1)] = -1 + \frac{t - 1.5}{0.9} \cdot 2 \quad (3.2)$$

Pentru presiunea de sudare  $P$  [bar],

$$B = -1 + \frac{P - 2}{3 - 2} [1 - (-1)] = -1 + \frac{P - 2}{1} \cdot 2 \quad (3.3)$$

Pentru amplitudinea vibrațională  $A$  [%],

$$C = -1 + \frac{A - 75}{85 - 75} [1 - (-1)] = -1 + \frac{A - 75}{10} \cdot 2 \quad (3.4)$$

Aceste calcule conduc la relațiile prezentate în Tabel 3.10.

Tabel 3.10. Funcțiile de transformare directe și inverse

Factorul de influență	Funcția de transformare directă	Funcția de transformare inversă
Timpul de sudare	$A = -4.33 + 2.22t$	$t = 1.95 + 0.9A$
Presiunea de sudare	$B = -5 + 2P$	$P = 2.5 + 0.5B$
Amplitudinea vibrațională	$C = -16 + 0.2A$	$A = 80 + 0.5C$

Tabel 3.11. Nivelurile factorilor de influență

Mărimile reale			Mărimile în sistemul codificat		
Factorul de influență	Nivelul inferior	Nivelul superior	Factorul de influență	Nivelul inferior	Nivelul superior
Timpul de sudare [s]	1.5	2.4	A [-]	-1	+1
Presiunea de sudare [bar]	2	3	B [-]	-1	+1
Amplitudinea vibrațională [%]	70	85	C [-]	-1	+1

Matricele experimentale factoriale.

Tabel 3.12. Matricea experimentului factorial complet  $2^3$ 

Nr. crt.	Sudura	A	B	C
1	1,2	-1	-1	-1
2	9,10	-1	-1	+1
3	13,14	-1	+1	+1
4	11,12	+1	-1	+1
5	7,8	+1	+1	-1
6	15,16	+1	+1	+1
7	3,4	+1	-1	-1
8	5,6	-1	+1	-1

### 3.4.4. Caracterizarea metalurgică a probelor îmbinate prin procedeul FSW și ultrasunete (US)

Probele sudate prin procedeul de sudare cu ultrasunete cât și prin procedeul FSW sunt caracterizate de o evaluare macro și microscopică, analiză prin difracție cu raze X, și încercări mecanice, în scopul de a determina integritatea îmbinărilor sudate.

#### 3.4.4.1. Caracterizarea macrostructurală

Toate îmbinările sudate au fost evaluate atent în scopul de a identifica macrostructura și de a verifica prezența defectelor sau a altor efecte rezultate din procesul de sudare în stare solidă. Probele au fost secționare perpendicular pe linia de îmbinare, și au fost pregătite conform procedurilor metalografice normalizate. Pentru pregătirea și examinarea probelor s-a folosit standardul ISO 17639 [122]. Astfel, au fost alese câte două-trei probe pentru analiza microscopică din diferite zone ale îmbinării FSW pentru a evalua influența temperaturii și a parametrilor de proces asupra îmbinării. Acestea au fost șlefuite mecanic folosind hârtie abrazivă (180/500/800/1200/2000), timp de 1 minut pentru fiecare etapă cu o turație de 300 rpm, după care a urmat o lustruire mecanică cu pâslă timp de 4 minute la turație de 150 rpm. După pregătirea metalografică, probele au fost atacate chimic folosind

decapant Poultons (5% H<sub>2</sub>O, 60% HCl, 30% HNO<sub>3</sub>, 5% HF), cu durată de menținere de câteva secunde.

#### 3.4.4.2. Caracterizarea microstructurală

Caracterizarea microstructurală a fost realizată pentru a investiga evoluția microstructurii îmbinărilor (dimensiunea grăunților, morfologia), rezultat din procesul de sudare FSW și din procesul de sudare cu ultrasunete. Fundamental, procedura metalografică care a fost utilizată pentru investigațiile microstructurale au fost aceeași ca la probele pregătite pentru evaluarea macrostructurală, doar că pentru microstructuri elocvente și pentru o imagine concludentă a dimensiunilor grăunților, probele au fost atacate chimic cu decapant Krolls (96 % H<sub>2</sub>O, 3% HNO<sub>3</sub>, 1%HF), cu o durată de menținere de sub 5 secunde.

Pentru studiul microstructurii a fost utilizat microscopul digital 3D Hirox [123], Figura 3.29. Performanțele optice ridicate ale microscopului, precum și dispozitivele speciale pentru reglarea focalizării, capul rotativ și o mare varietate de lentile interschimbabile îi permite să obțină o gamă foarte mare de mărire (de la 1:1 până la 7000x) cu o rezoluție remarcabilă.



Figura 3.29. Microscop digital 3D Hirox [123]

Microscopul electronic de baleiaj (SEM) a fost utilizat pentru analiza compoziției chimice a fazelor la interfața îmbinării, și de asemenea pentru a cuantifica compoziția chimică a compușilor intermetalici.

#### 3.4.4.3. Analiza prin difracție cu raze X (XRD)

Probe de dimensiunea 20 x 5 x 3 mm au fost secționare, șlefuite și lustruite pentru analiza cu difracție X. Analiza prin difracție X a fost realizată pentru a determina prezența compușilor intermetalici și posibilele lor compoziții. Analiza prin difracție X a fost realizată, folosind un difractometru cu raze X (Xpert Pro), Figura 3.30. Acest echipament este echipat cu o geometrie standard Bragg-Brentano, cu radiație Cu(K $\alpha$ ) și filtru de Ni la detector. Unghiul de scanare este 2 $\theta$ , iar intervalul a



fost de la 20 la 70° cu 0.02 grade per pas. Sursa și lățimea fantei detectorului erau 1 mm și respectiv 0,2 mm.



Figura 3.30. Difractometru Xpert Pro

### 3.4.5. Caracterizarea mecanică a probelor îmbinate prin procedeul FSW și ultrasunete (US)

Încercările mecanice au fost realizate pe epruvete din materialul compozit cu matrice metalică AA2124/SiC/25p-T4 provenite de la ambele procedee de sudare, pentru a determina caracteristicile mecanice și de a le corela cu caracteristicile macro și microstructurale ale îmbinărilor. La sudarea FSW metodele de testare utilizate pentru investigarea caracteristicilor mecanice au inclus un profil al microdurității, încercarea la tracțiune și încercarea la îndoire, toate realizate la temperatura camerei. La sudarea cu ultrasunete metodele de testare au inclus profilul microdurității și încercarea la tracțiune.

#### 3.4.5.1. Încercări de microduritate

Încercările de microduritate au fost realizate în concordanță cu ISO 6507-1 pe un echipament Zwick 3212, folosind metoda Vickers cu sarcină de 0.1 Kg. Timpul de menținere sub sarcină a fost de 15 s [124].

La sudarea prin FSW măsurătorile au fost realizate pe un plan perpendicular pe direcția de deplasare a uneltei de sudare, la trei nivele în adâncimea sudurii la 1.25 mm, 2.5 mm și respectiv 3.75 mm de suprafață, notate cu A-A, B-B, C-C, Figura 3.31. Pasul urmelor de duritate a fost de 1 mm.



Figura 3.31. Amplasarea urmelor la măsurarea durității probelor sudate prin procedeul FSW

La sudarea cu ultrasunete măsurătorile de duritate au fost realizate în zonă secționată transversal, în lungul zonei interfeței îmbinării, Figura 3.32., respectiv în

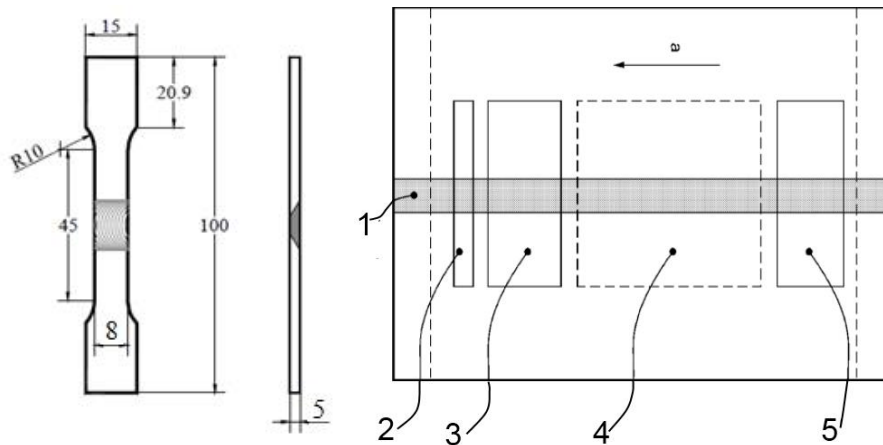
materialul de bază, folosind o sarcină de 0.1 kg. Timpul de menținere sub sarcină a fost de 15 s. Pasul urmelor de duritate a fost de 1 mm.



Figura 3.32. Amplasarea urmelor la măsurarea durității probelor sudate cu ultrasunete

### 3.4.5.2. Încercarea la tracțiune statică

Pentru a determina caracteristicile mecanice a materialului compozit AA2124/SiC/25p-T4 după sudarea FSW au fost pregătite probe prelevate din zone diferite ale îmbinării sudate pentru încercarea la tracțiune statică conform standardului ASTM E8M-04, Figura 3.33., [125].



Legendă:

- 1- sudura;
- 2- zonă pentru examinarea macroscopică;
- 3- zonă pentru test de tracțiune sau îndoire;
- 4- zonă pentru încercări adiționale;
- 5- zonă pentru test de tracțiune sau îndoire;
- a- direcția de sudare.

Figura 3.33. Geometria și schema de prelevare a probelor destinate încercărilor de tracțiune sudate FSW [126]

Evaluarea calității îmbinărilor s-a realizat și prin compararea rezistențelor la rupere, la tracțiune statică a materialului de bază și a îmbinărilor sudate. Probele au fost testate la temperatura camerei și încărcate progresiv până la rupere cu viteză de 1mm/min pentru a obține rezistența la rupere și alungirea, Figura 3.34. Încercările au fost realizate pe echipamentul WALTER+BAI. Un extensiometru a fost utilizat pentru măsurarea deformației probelor în timpul experimentului, Figura 3.35.

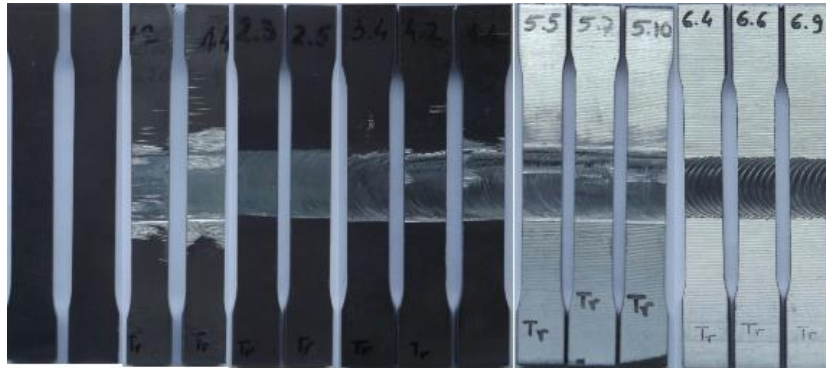


Figura 3.34. Probe destinate încercărilor de tracțiune prelevate din diverse zone ale îmbinărilor



Figura 3.35. Pregătirea experimentului pentru încercarea la tracțiune a probelor sudate FSW

La probele îmbinate prin procedeul cu ultrasunete s-au realizat încercări de tracțiune/forfecare la probele marcate cu numere pare cu o grosime de 0.3 mm. Astfel probele sudate cu ultrasunete, precum și probele prelevate din materialul de bază au fost pregătite conform standardului ASTM D1002-01 [127], Figura 3.36.

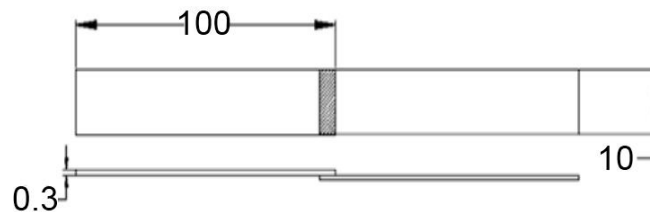


Figura 3.36. Dimensiunile probelor îmbinate cu ultrasunete încercate la tracțiune statică

Încercările au fost realizate la temperatura camerei pe un echipament specializat ZWICK 1484 cu viteză de deplasare a bacurilor de 0.1 mm/min, Figura 3.37. Probele au fost încărcate progresiv până la rupere pentru a obține forța maximă la rupere și alungirea.



Figura 3.37. Setarea experimentului pentru încercarea la tracțiune a probelor sudate cu ultrasunete

### 3.4.5.3. Încercarea la îndoire statică

Încercarea la îndoire a urmărit determinarea capacității de deformare plastică a materialelor de bază și la probele îmbinate prin procedeul FSW, pe baza criteriului unghi de îndoire până la apariția unei fisuri cu lungime de 3 mm, după care încercarea a continuat până la rupere. Condițiile de încercare au constat în solicitarea de îndoire în trei puncte cu rădăcina întinsă pe partea maximă de deformare, Figura 3.38. Încercările de îndoire s-au realizat la temperatura camerei conform standardului ISO 5173 pe echipamentul MU 100KN ZD 10/90. Pentru testul de îndoire probele s-au prelevat conform Figura 3.33 [128].

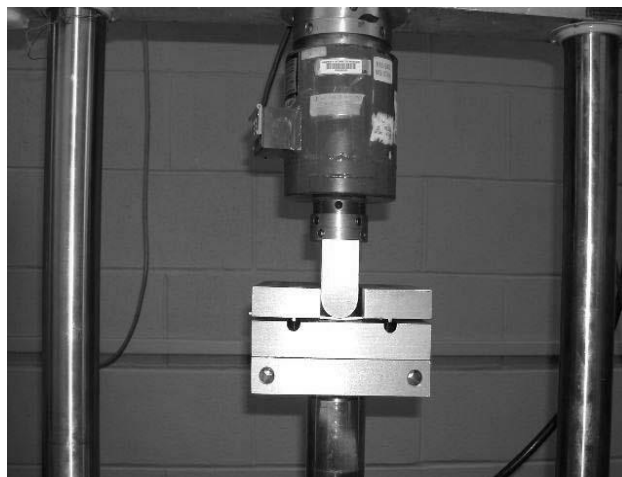


Figura 3.38. Pregătirea experimentului pentru încercarea la îndoire a probelor sudate FSW

### 3.4.6. Dezvoltarea modelului pentru sudarea FSW cap la cap a materialului compozit AA2124/SiC/25p-T4

#### 3.4.6.1. Modelarea termică cu elemente finite

Modelul termic cu elemente finite utilizat în acest proiect doctoral a fost implementat în ABAQUS [129], [130] și a fost inițial dezvoltat pentru a prelimina temperaturile și tensiunile remanente în timpul sudării FSW. Modelul a fost dezvoltat de către Richards, și a fost utilizat pentru a prelimina cum a fost afectat câmpul termic în jurul uneltei la modificarea parametrilor de proces [131]. Modelul utilizează o sursă de căldură în translație, aplicată pe suprafața materialului, pentru a reproduce mișcarea uneltei prin material în timpul sudării. Pentru a reprezenta distribuția căldurii generată de către uneltea de sudare, au fost utilizate două surse de căldură definite de un sub-program Fortan77 Deflux. Sub-programul Deflux este o secțiune de cod numit de către programul Abaqus pentru a defini energia de intrare în nodurile individuale la discretizarea materialului. Două ecuații au fost utilizate pentru a defini suprafața circulară a sursei de căldură și fluxul de volum cilindric, reprezentând umărul și respectiv pinul. Pentru umărul uneltei de sudat,  $Q(r)_{umar}$  este dată de relația:

$$Q(r)_{umar} = \frac{3Q_{total}r}{2\pi(R_{umar}^3 - R_{pin}^3)} \quad (3.5)$$

unde  $R_{umar}$  este raza umărului uneltei de sudare și  $R_{pin}$  este raza pinului,  $Q_{total}$  este energia totală de la umăr.

Ecuația dată pentru fluxul termic al umărului ia în considerare creșterea vitezei spre marginea umărului, și prin urmare fluxul termic este mai intens cu creșterea razei. Pe de altă parte, fluxul pinului  $Q(r)_{pin}$  nu este dependent de rază și prin urmare se presupune a fi uniform pe lungimea pinului:

$$Q(r)_{pin} = \frac{Q_{total}}{\pi R_{pin}^2 L_{pin}} \quad (3.6)$$

Modelul este un model termic pur, iar căldura generată netă sau energia,  $Q_{total}$  de la suprafață și sursele cilindrice sunt definite de către utilizator. Datorită conductivității termice ridicate a aluminiului, orice căldură dispersată prin transportul fizic ca urmare a curgerii metalului din jurul surselor de căldură se presupune a fi zero. Modelarea variabilelor include parametrii de sudare, care afectează energia de intrare, dimensiunile sursei de căldură, și geometria plăcilor îmbinate. Dimensiunile sursei de căldură este selectată să fie echivalentă cu dimensiunea uneltei de sudare, iar dimensiunile plăcii sunt de asemenea alese să se potrivească cu dimensiunea plăci procesate (modelate) (Tabel 3.13).

Tabel 3.13. Valorile variabilelor definite de utilizator folosite în modelul termic

Variabilele definite de utilizator	Valori
Diametrul sursei de căldura la suprafață	20 mm
Diametrul sursei de căldura cilindric	6 mm
Lungimea sursei de căldură cilindrice	4.9 mm
Lungimea plăcii	200 mm
Lățimea plăcii	50 mm
Grosimea plăcii	5 mm
Timpul de penetrare	25 s
Viteza de rotație	Variază (800-1200 rot/min)
Viteza de sudare	Variază (50-150 mm/min)
Temperatura ambientă a plăcii	22 °C

### 3.4.6.2. Condițiile limită impuse procesului de modelare

Condițiile limită pentru acest model au fost specificate prin coduri Abaqus. Pentru a reprezenta procesul de sudare FSW a materialului compozit cu matrice metalică AA2124/SiC/25p-T4, au fost folosite valorile reale ale proprietăților termofizice corespunzătoare materialului pentru a modela comportamentul materialului și răspunsul acestuia. Se presupune că densitatea și căldura specifică este constantă cu temperatura (2.88 [g/m<sup>3</sup>] și 0.836 [J/g °C]), iar conductivitatea termică este de 150 [W/m<sup>2</sup>°C]. Transferul de căldură influențat de mediu, prinderea și placa de sprijin, au fost modelate prin introducerea unor condiții de transmitere a unei pelicule pe suprafața plăcii modelului pentru a simula extragerea energiei termice departe de piesa de lucru. Poziția acestor regiuni au fost concepute pentru a imita procesul real de sudare, iar valorile lor sunt prezentate în Figura 3.39. Astfel, se reprezintă schematic condițiile limită care au fost utilizate pentru simularea sudării FSW cap la cap a materialului compozit AA2124/SiC/25p-T4.

Ipotezele au fost realizate pentru diferite condiții limită, bazate pe datele colectate de la diverse lucrări de cercetare publicate [132], [133]. Condițiile limită pentru acest model sunt de obicei dependente de procesul global al transferului de căldură.

Pierderi de căldură prin convecție au loc în toate suprafețele libere a piesei de lucru și pierderi prin conducție apar de la suprafața piesei de lucru prin placa de sprijin de sub piesa de lucru. De asemenea, există o pierdere redusă de căldură prin unealta de sudare și o pierdere minimă de căldură prin radiație de la suprafața piesei de lucru. Există diferențe relativ scăzute a temperaturilor dezvoltate în timpul procesului și temperatura mediului ambiant. Pierderile de căldură datorită radiației sunt mai puțin de 3% [134]. Prin urmare pierderile efective de căldură prin radiație au fost neglijate.

Condițiile limită convective pentru acest proces sunt definite la suprafețele libere, respectiv la suprafețele laterale și superioare a plăcilor prin ecuația :

$$-k \frac{\partial T}{\partial n} \Big|_{\text{suprafetelibere}} = h_{\infty}(T - T_{\infty}) \quad (3.7)$$

în care,  $n$  este parametrul ce reprezintă coordonata de direcție,  $h_{\infty}$  - coeficientul de convecție ambient,  $k$  - conductivitatea termică a plăcii,  $T_{\infty}$  - temperatura ambiantă. În acest model o valoare tipică  $h$  a fost luată la  $15 \text{ [W/m}^2 \text{ }^{\circ}\text{C]}$  utilizând temperatura ambiantă de  $22^{\circ}\text{C}$  pentru suprafața superioară și suprafețele laterale a piesei de lucru. Pentru a ține cont de pierderile de căldură prin convecție, prin suprafața inferioară a plăcilor sudate, s-a presupus un coeficient de transfer termic mare prin aceste suprafețe. Acest factor simplificat ca o condiție limită pseudoconvectivă Newtoniană și este descrisă în ecuația [134], [135]:

$$-k \frac{\partial T}{\partial y} \Big|_{\text{suprafata inferioara}} = h(T - T_{\infty}) \quad (3.8)$$

unde  $h$  este coeficientul de convecție simplificat la suprafața inferioară a plăcilor, care sunt în contact cu placa de bază.

Datorită complexității implicate în obținerea condiției de contact între placa de AA2124/SiC/25p-T4 și placa de sprijin, valoarea pentru  $h$  a trebuit să fie estimată prin asumarea unor valori diferite prin tehnici de inginerie inversă. În acest studiu valoarea optimizată pentru  $h$  a fost  $150 \text{ [W/m}^2 \text{ }^{\circ}\text{C]}$ .

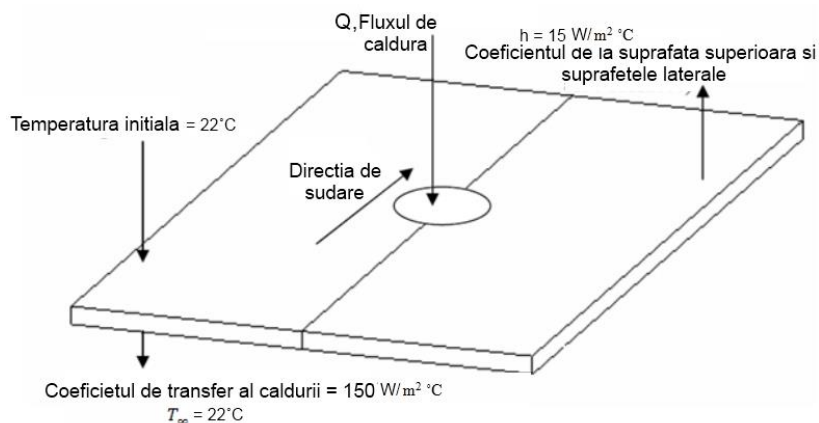


Figura 3.39. Reprezentarea schematică a condițiilor limită pentru simulare.

Trebuie remarcat faptul că fluxul din partea superioară este redus, deoarece aceasta este regiunea în care căldura este aplicată pe piesa de lucru. Pe de altă parte, fluxul din partea inferioară, care este direct sub umăr, are o valoare mai mare de conducție, deoarece contactul între piesa de lucru și placa de sprijin este îmbunătățită datorită presiunii suplimentare aplicate de către umăr. Nodurile de ieșire au fost selectate pentru compararea cu măsurătorile termice, și fiecare nod temperatură (NT11) pe placa discretizată (Figura 3.40.) oferă date despre temperatură, în funcție de timp, permițând preliminarea unui profil temperatură-timp în orice nod/poziție.

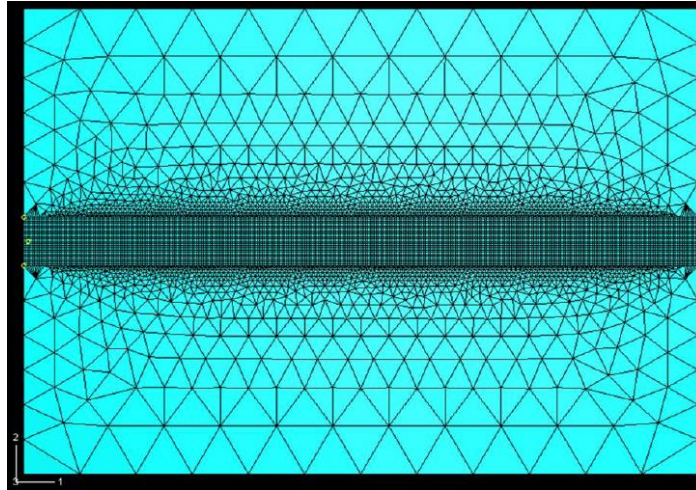


Figura 3.40. Geometria discretizării utilizate în modelul termic

O discretizare fină a fost utilizată în jurul umărului și pinului, în scopul de a genera date cu rezoluție mare, iar pentru restul de placă s-a utilizat o discretizare grosieră pentru a reduce timpul de calcul.

### 3.4.6.3. Implementarea aportului de căldură în modelul termic pentru sudarea FSW cap la cap a materialului compozit AA2124/SiC/25p-T4

Căldura generată în timpul procesului de sudare FSW se datorează următorilor factori principali:

- căldura generată prin frecare la interfața dintre umărului uneltei de sudare și piesa de lucru;
- deformarea plastică a metalului sudat în zona din jurul pinului.

Căldura generată prin deformarea plastică a metalului sudat în zona din jurul pinului este de magnitudine mai mică și este dificil de cuantificat. Prin urmare, acesta a fost neglijat în acest studiu. În acest model a fost luat în considerare numai căldura generată prin frecare între piesa de lucru și umărul uneltei. Procesul de transfer al căldurii totale în piesa de lucru este tranzitorie comparativ cu un proces relativ de transfer al căldurii în stare de echilibru utilizând un instrument de referință cadru. Aportul de căldură total la piesa de lucru calculată prin ecuația empirică este aplicată în zona umărului uneltei pentru a prelimina per asamblu evoluția temperaturii în piesa sudată.

Aportul de căldură total  $Q$  [Watt] pentru acest model este calculat prin ecuația lui Rosenthal și este aplicată ca o sursă de căldură în mișcare [136]. Cuplul necesar pentru a roti un ax relativ circular la suprafața plăcii sub acțiunea sarcinii axiale este dată de ecuația:

$$M = \frac{2}{3} \mu n p(r) R^3 \quad (3.9)$$

unde  $M$  este cuplul,  $\mu$  - coeficientul dinamic de frecare,  $R$  - raza suprafeței,  $p(r)$  - distribuția presiunii pe interfața dintre unealta de sudat și piesa de lucru. Toate unitățile de măsură sunt în sistemul S.I.



Căldura totală este:

$$Q = \int_0^R \omega dm \quad ( 3.10 )$$

$$Q = \int_0^R \omega 2n\mu pr^2 dr \quad ( 3.11 )$$

unde  $p$  este presiunea umărului pe piesa de lucru,  $\omega$  - viteza unghiulară. Înlocuind  $\omega = 2n\pi$  în ecuația 3.10 se obține:

$$Q = \int_0^R 4n^2 \mu p N r^2 dr \quad ( 3.12 )$$

$$Q = \frac{4}{3} \mu p N R^3 \quad ( 3.13 )$$

Prin urmare prin ecuația (3.13), rata de generare a căldurii la interfață între umărul și partea superioară a suprafeței piesei de lucru este o funcție a coeficientului de frecare  $\mu(T)$ , viteza de rotație  $N$  [rot/s] și raza umărului  $R$ .

Raza umărului uneltei de sudat, utilizat la sudarea materialului compozit AA2124/SiC/25p-T4 a fost 10 mm, raza pinului uneltei a fost 3 mm, iar lungimea pinului uneltei a fost 4,9 mm. Coeficientul de frecare dinamic,  $\mu$  este un factor complex și este o funcție a parametrilor diferiți ca temperatura, rugozitatea suprafeței, viteza de deplasare a uneltei și presiunea aplicată. Prin urmare, pentru a se evalua coeficientul de frecare a fost adoptată o abordare inversă.

Ca și în alte modele computaționale, și în acesta există limitări și erori. În acest caz, modelul este în imposibilitatea de a imita modificările către generarea căldurii de către uneltea, ca o condiție a materialului care variază cu temperatura. În timpul FSW, cu creșterea temperaturii materialului, tensiunea de deformare plastică va fi redusă, iar aportul de căldură se va reduce semnificativ. Prin urmare, atunci când temperatura, tensiunea de deformare plastică, prin bilanțul aportului de căldură, temperatura maximă va ajunge în general o condiție în stare de echilibru. Cu toate acestea, în model, aportul de căldură se presupune a fi constantă, care de multe ori duce la o supra apreciere a temperaturilor maxime aproape de suprafața uneltei, chiar și atunci când datele sunt limitate pentru condiții în stare de echilibru. Este dificilă obținerea unei concordanțe perfecte aproape de suprafața uneltei de sudat [136].

### 3.4.6.4. Definierea studiului parametric pentru sudarea FSW cap la cap a materialului compozit AA2124/SiC/25p-T4

Un studiu parametric a fost realizat pentru sudarea FSW cap la cap a materialului compozit cu matrice metalică AA2124/SiC/25p-T4 folosind modele validate. Au fost studiați parametri precum viteza de sudare și viteza de rotație a uneltei de sudat. Acești parametri dictează evoluția temperaturii în piesa sudată. Primul model investigat a fost un model termic „FE”, relativ simplu, dezvoltat de către Richards [131]. Modelul a fost utilizat pentru explorarea efectului condițiilor de proces asupra câmpului termic în jurul uneltei în timpul sudării FSW. Modelul utilizează o singură sursă de căldură translatorie aplicată pe o placă de material, care să reproducă translația uneltei de-a lungul piesei de lucru la sudarea FSW. Aportul de căldură la nodurile individuale pe materialul discretizat a fost calculat folosind două ecuații, care este definită de o sursă de căldură pe suprafață și un flux de volum cilindric, reprezentând umărul și pinul. Pentru umăr, fluxul termic  $Q(r)$  a fost dat de către relația:

$$Q(r) = \frac{3Q_{total}r}{2\pi(R_{umar}^2 - R_{pin}^2)} \quad (3.14)$$

Pe de altă parte, fluxul pinului  $Q(r)_{pin}$  nu este dependent de rază și este dată de relația:

$$Q(r)_{pin} = \frac{Q_{total}}{\pi R_{pin}^2 L_{pin}} \quad (3.15)$$

Sursa de suprafață admite o dependență radial liniară de generare a căldurii cu poziția în lungul razei umărului  $R_{umar}$  spre exterior de la raza pinului  $R_{pin}$ . Sursa termică a pinului nu este dependentă de rază și admite o distribuție uniformă a căldurii peste toată lungimea suprafeței pinului cilindric „L”. Ar trebui notat că acest model este un model termic pur și că aportul de căldură net  $Q_{total}$  de la suprafață și sursele cilindrice sunt definite de către utilizator. Transferul de căldură prin materialul prelucrat este apoi calculat prin luarea în considerare a proprietăților materialului (densitate, căldura specifică și conductivitate termică), și pierderea de căldură în mediul înconjurător (aer, și placa metalică de sprijin), introduse ca și condiții limită. Modelarea variabilelor include parametri de sudare, dimensiunile sursei de căldură, și geometria plăcii. Dimensiunile sursei de căldură au fost selectate să fie echivalent cu dimensiunea uneltei de sudare, și dimensiunile plăcilor din model au fost de asemenea corelate cu dimensiunea plăcii procesate [136].

## 4. Rezultate experimentale obținute pe materialul analizat aferente procedului FSW

### 4.1. Monitorizarea și măsurarea temperaturii în situ, prin termografie în infraroșu

În timpul procesului de sudare s-a monitorizat temperatura pe suprafața superioară a zonei sudate pentru toate probele sudate. Astfel, temperatura a fost măsurată în centrul sudurii, zona nucleului (SZ), și la 12 cm de centrul sudurii pe fața de retragere și pe fața de avans în zona influențată termic (HAZ), Figura 4.1.

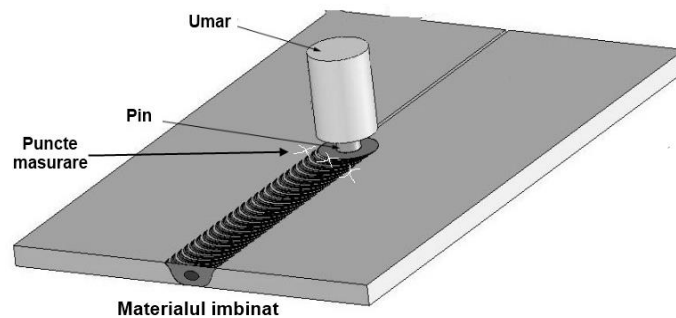


Figura 4.1. Schemă reprezentând punctele de măsurare a temperaturii în timpul sudării FSW

Parametrii de sudare prin procedeu FSW a materialului compozit AA2124/SiC/25p-T4 și diagramele  $T = f(t)$  sunt în Tabel 4.1.

Tabel 4.1. Parametrii de sudare prin procedeu FSW a materialului compozit AA2124/SiC/25p-T4 și diagramele  $T = f(t)$ .

Nr crt.	Proba	Tipul pinului	Turația pinului [rot/min]	Viteza de sudare [mm/min]	Figura cu diagrama $T=f(t)$
1	1	conic	1000	50	Figura 4.3
2	2	cilindric	1000	50	Figura 4.4
3	3-4	cilindric	1100	70/100	Figura 4.5
4	5	cilindric	1200	100	Figura 4.6
5	6	cilindric	800	150	Figura 4.7

Pentru proba 1, Figura 4.3., temperaturile maxime înregistrate au fost în centrul sudurii, iar valorile temperaturii pe fața de retragere a uneltei de sudare au fost mult mai mari decât pe fața de avans a uneltei. Diferența de temperatură menționată se explică prin aceea că pe suprafața de avans s-a format un defect de tip tunel (Figura 4.2.), care a împiedicat propagarea căldurii pe această

suprafață. Se observă că la începutul procesului, în centrul sudurii, temperatura crește liniar (asociată penetrării pinului în material), iar la contactul cu umărul uneltei, temperatura crește foarte rapid sub umărul uneltei de la 150°C la 470°C în câteva secunde, datorită unei forțe axiale prea mari a uneltei pe suprafața materialului. În acest punct practic începe sudarea.


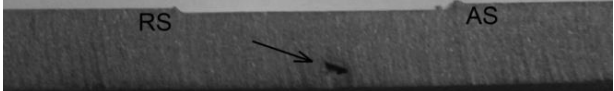

Parametrii de proces	Distanța de la începutul sudurii	Secțiune transversală	
		Fața de retragere (RS)	Fața avans (AS)
1000 rot/min 50 mm/min Pin conic cu patru fețe teșite	30 mm		
	50 mm		
	75 mm		

Figura 4.2. Rezultatul macrostructurei probei P1

La începutul procesului are loc scăderea bruscă a temperaturii la 300°C, urmată de o creștere liniară neuniformă a temperaturii pe întreaga durată a procesului, până la 460°C, (de la 40 până 65 % din temperatura de topire a matricii materialului). Parametrii de proces nu sunt constanți, iar aceasta a dus la o fluctuație a temperaturii de la începutul până la sfârșitul îmbinării.

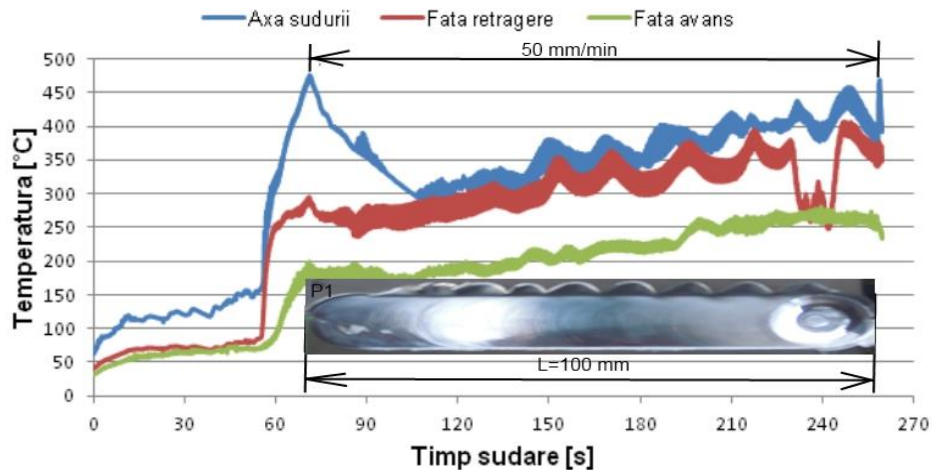


Figura 4.3. Evoluția temperaturii în timpul procesului FSW în zone diferite ale îmbinării sudate, la proba 1. Parametrii de sudare:  $V_{rot} = 1000$  rot/min ;  $V_{sud} = 50$  mm/min

Analizând evoluția temperaturii pentru proba 2, Figura 4.4, se constată că după 10-15 mm parcurși la început, procesul nu este foarte stabil, după care se stabilizează, iar temperatura continuă să crească constant, cu aproximativ 100°C pe toată lungimea îmbinării. Se atinge o temperatură de cca. 450°C după realizarea a 100

mm de sudură. Temperatura pe fața de retragere este mai mare decât pe fața de avans, iar diferența de temperatură dintre ele este de cca. 35-45°C. Se constată că după stabilizarea procesului nu au apărut perturbații semnificative ale temperaturii, pe durata de lucru.

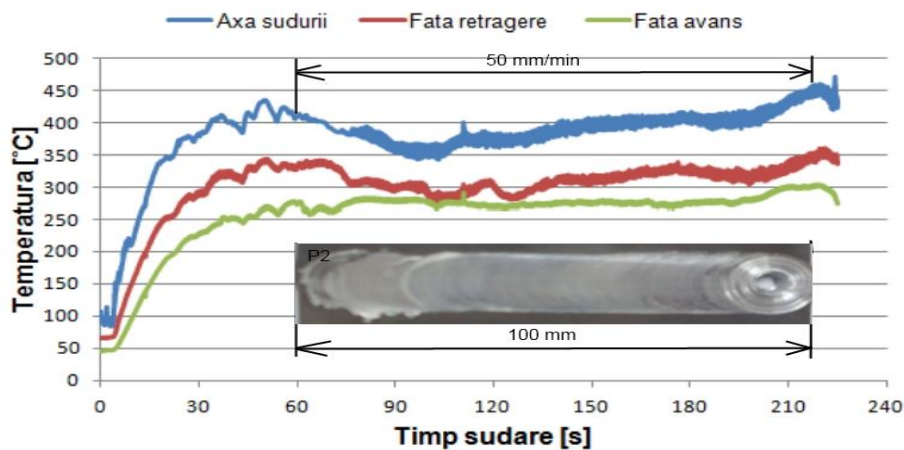


Figura 4.4. Evoluția temperaturii în timpul procesului FSW în zone diferite ale îmbinării sudate, proba 2. Parametrii de sudare:  $V_{rot} = 1000$  rot/min ;  $V_{sud} = 50$  mm/min

La începutul procesului de sudare la proba 3, pe distanță de 70 mm s-a folosit  $V_{sud} = 70$  mm/min, după care pe distanța rămasă (130 mm) s-a folosit  $V_{sud} = 100$  mm/min, Figura 4.5. Se constată că cele mai mari valori ale temperaturii înregistrate sunt în centrul sudurii, urmate pe fața de retragere. La începutul procesului temperatura scade cu aproximativ 30°C în câteva secunde după care temperatura crește continuu, ajungând la un maxim de aproximativ 530°C după realizarea a 70 mm de îmbinare. Trecând la  $V_{sud} = 100$  mm/min procesul de sudare se stabilizează la temperatura de cca. 530°C până la sfârșitul îmbinării.

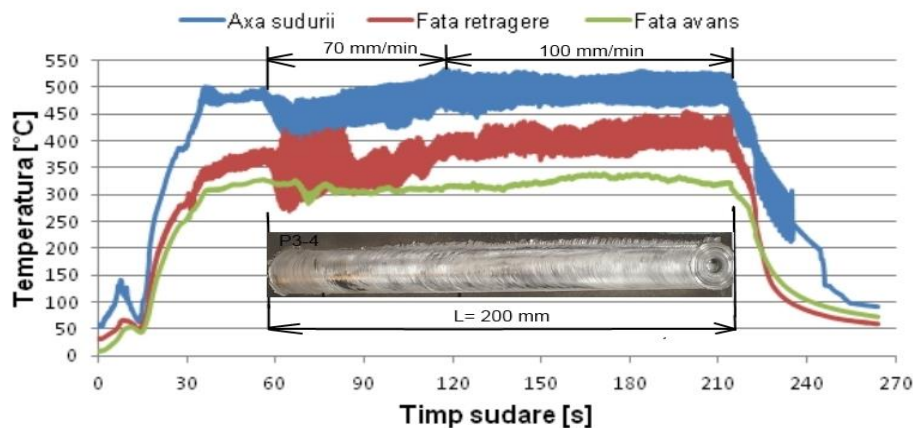


Figura 4.5. Evoluția temperaturii în timpul procesului FSW în zone diferite ale îmbinării sudate, proba 3-4. Parametrii de sudare:  $V_{rot} = 1100$  rot/min ;  $V_{sud} = 70 / 100$  mm/min

## 110 Rezultate experimentale obținute pe materialul analizat aferente procedului FSW

Temperatura maximă înregistrată la proba 5, Figura 4.6 a fost în centrul sudurii. Pe această diagramă a evoluției temperaturii, la începutul procesului, temperatura a crescut constant, dar foarte fluctuant, stabilizându-se abia la sfârșitul sudurii la temperatura maximă de  $550^{\circ}\text{C}$  pe porțiuni de 30 mm. Acesta evidențiază că parametrii de proces nu au fost adecvați, iar în consecință, temperatura înregistrată pe fața de avans a fost mult mai mică decât pe fața de retragere.

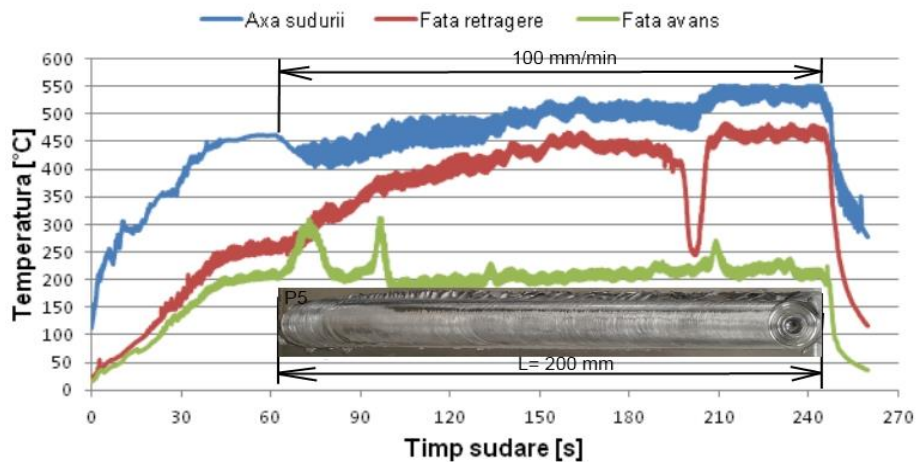


Figura 4.6. Evoluția temperaturii în timpul procesului FSW în zone diferite ale îmbinării sudate, proba 5. Parametrii de sudare:  $V_{\text{rot}} = 1200 \text{ rot/min}$  ;  $V_{\text{sud}} = 100 \text{ mm/min}$

La începutul sudării probei 6, pe o distanță de 50 mm temperatura crește până la un maxim de cca.  $520^{\circ}\text{C}$  după care se stabilizează, Figura 4.7. Se constată că procesul este stabil, fără perturbații în timpul lucrului [137].

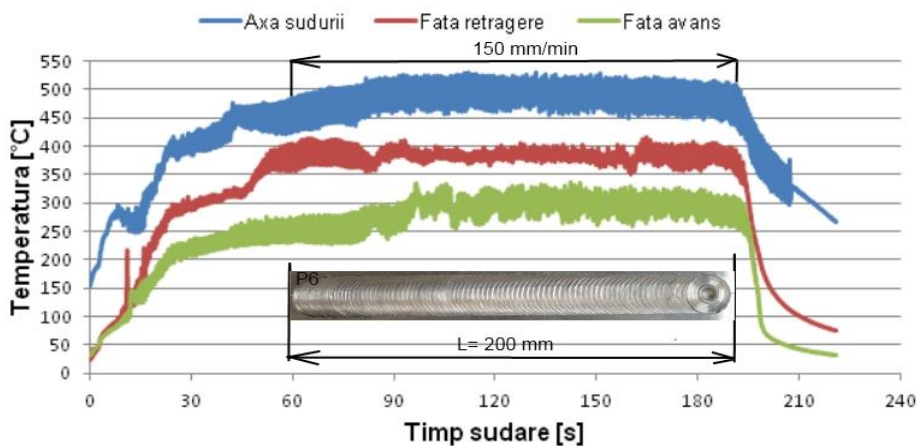


Figura 4.7. Evoluția temperaturii în timpul procesului FSW în zone diferite ale îmbinării sudate, proba 6. Parametrii de sudare:  $V_{\text{rot}} = 800 \text{ rot/min}$  ;  $V_{\text{sud}} = 150 \text{ mm/min}$

## 4.2. Monitorizarea procesului FSW prin înregistrarea consumului de energie în situ

Evoluția intensității curentului la motorul M2, la sudare, a înregistrat valoarea cea mai mare (10,75 A) la inițializarea comenzii, Figura 4.8. S-a constatat că la începutul procesului de sudare FSW, la contactul dintre pinul uneltei și materialul care urmează a fi sudat, intensitatea curentului electric ( $I$ ) crește de la  $\approx 6,8$  A până la o valoare de  $\approx 7,6$  A. Fenomenul este asociat cu intrarea umărului uneltei în contact cu materialul de sudat, într-un timp foarte scurt. Din acest moment, începe practic procesul de sudare. În continuare, intensitatea curentului electric ( $I$ ) se stabilizează la  $\approx 7,5$  A până aproape de sfârșitul procesului unde se constată o creștere la  $\approx 8$  A. Analizând suprafața sudurii s-a observat că motivul creșterii intensității curentului electric spre sfârșitul procesului de sudare, este asociată cu bavura identificată.

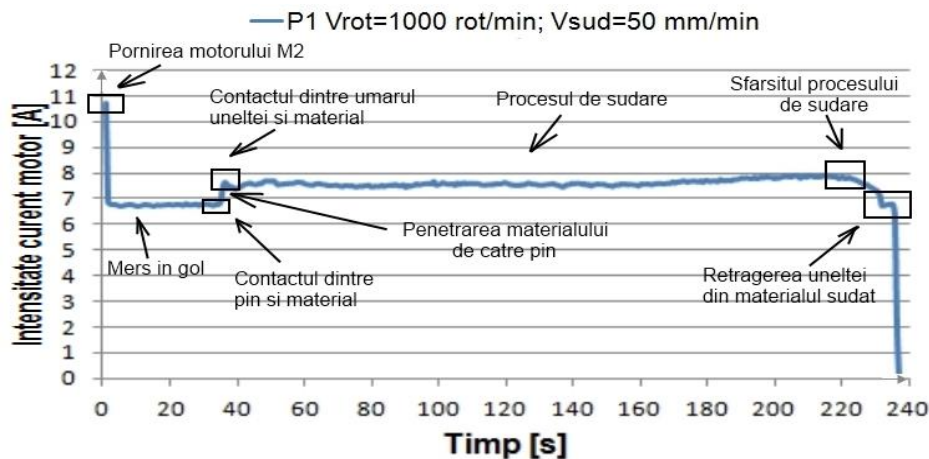


Figura 4.8. Evoluția intensității curentului electric la M2, proba P1.  $V_{rot} = 1000$  rot/min;  
 $V_{sud} = 50$  mm/min

În Figura 4.9. și Figura 4.10. sunt prezentate diagramele evoluției intensității curentului electric, la motorul M2, la sudarea materialului compozit AA2124/SiC/25p-T4 prin procedeul FSW, la o viteză de rotație de 1000 rot/min și viteză de sudare 50 mm/min, respectiv 1100 rot/min și 70/100 mm/min folosind o unealtă cu pin cilindric filetat. La sudarea probei P2, se constată că intensitatea curentului electric ( $I$ ) crește constant de la  $\approx 6,8$  A până la 7,9 A în timpul penetrării materialului de către pinul uneltei de sudare, după care scade lent și se stabilizează în jurul valorii de  $\approx 7,7$  A pe toată durata procesului de sudare, Figura 4.9.

Valoarea măsurată la contactul umărului uneltei cu materialul probei P3-4, este de  $\approx 8,3$  A după care scade lent până la valoarea de  $\approx 7,7$  A, în Figura 4.10. În acel punct valoarea intensității curentului electric nu se stabilizează, ci crește brusc la  $\approx 8$  A și se stabilizează la acea valoare până în momentul creșterii vitezei de sudare la 100 mm/min. Din acel moment intensitatea ( $I$ ) crește lent până la sfârșitul procesului de sudare ajungând la  $\approx 8,3$  A.

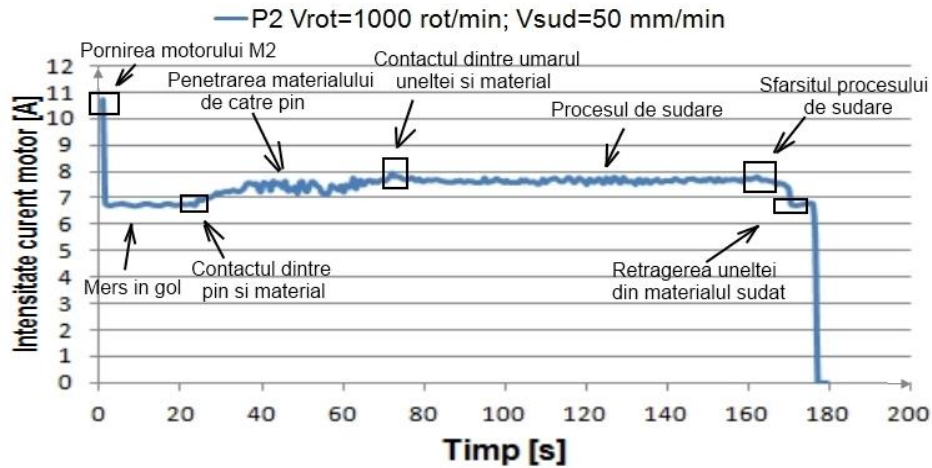


Figura 4.9. Evoluția intensității curentului electric la M2, proba P2.  $V_{rot} = 1000 \text{ rot/min}$ ;  $V_{sud} = 50 \text{ mm/min}$

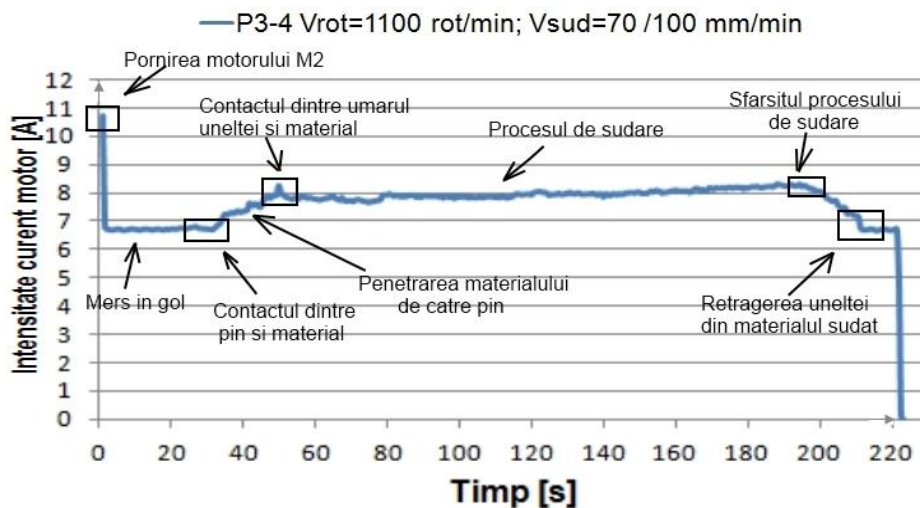


Figura 4.10. Evoluția intensității curentului electric la M2, proba P3-4.  $V_{rot} = 1100 \text{ rot/min}$ ;  $V_{sud} = 70 / 100 \text{ mm/min}$

Valoarea intensității curentului electric la contactul dintre umărul uneltei și material proba P5 este de  $\approx 8 \text{ A}$ . După începerea procesului de sudare valoarea scade lent până la  $\approx 7,5 \text{ A}$  crescând apoi brusc înapoi la  $\approx 8 \text{ A}$ , stabilizându-se la această valoare până la sfârșitul procesului de sudare, Figura 4.11.

Valoarea înregistrată la contactul umărului uneltei cu materialul probei P6, ajunge la  $\approx 10 \text{ A}$ , iar după începerea procesului de sudare intensitatea curentului electric se stabilizează în jurul valorii de  $9 \text{ A}$  pe întreaga durată a procesului, Figura 4.12.



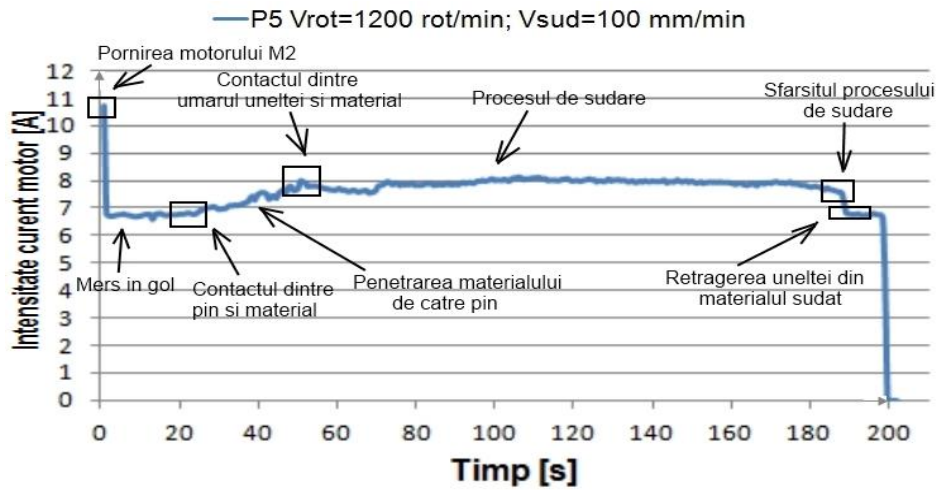


Figura 4.11. Evoluția intensității curentului electric la M2, proba P5.  $V_{rot} = 1200 \text{ rot/min}$ ;  $V_{sud} = 100 \text{ mm/min}$

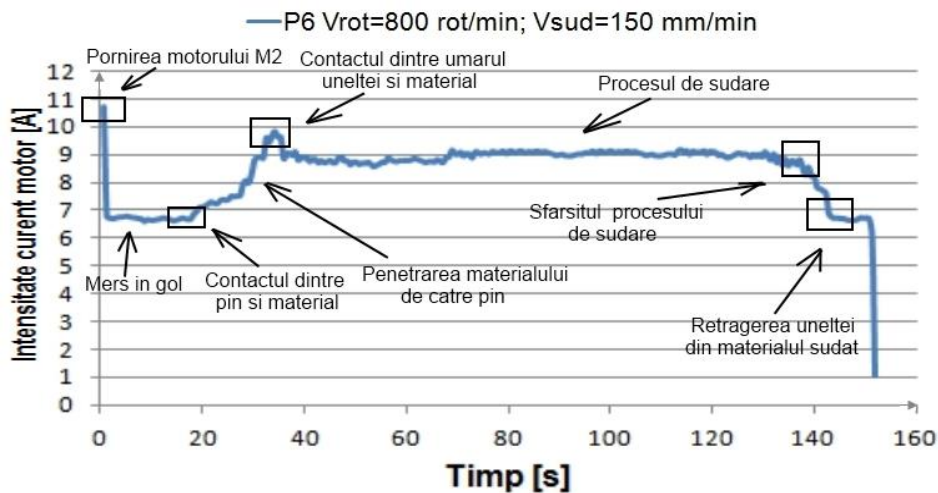


Figura 4.12. Evoluția intensității curentului electric la M2, proba P6.  $V_{rot} = 800 \text{ rot/min}$ ;  $V_{sud} = 150 \text{ mm/min}$

Analizând etapele parcurse de către unealta de sudare în timpul procesului de sudare FSW la toți parametrii de sudare se constată că au loc variații destul de mari ale valorilor măsurate ale intensității curentului electric (în intervalul 6,8 A până la 10,75 A). Evident că, parametrii de sudare influențează consumul de energie electrică. Se observă clar că o viteză de sudare mai mare duce la o creștere a intensității curentului electric. În timpul procesului de sudare la toate probele analizate, valoarea cea mai mare înregistrată este la contactul ferm dintre umărul uneltei și materialul ce urmează a fi îmbinat.

În timpul procesului de sudare se constată că factori disturbatori ca, schimbarea vitezei de sudare sau schimbarea poziției dintre umărul uneltei și materialul sudat influențează stabilitatea, înregistrată pe diagramele procesului de sudare.

Rezultatele obținute în timpul programului experimental evidențiază că prin urmărirea funcționării motorului M2 la sudarea materialului compozit AA2124/SiC/25p-T4, procesul de sudare FSW poate fi monitorizat în scopul de a optimiza anumiți parametri de sudare cum ar fi viteza de sudare, viteza de rotație, precum și geometria uneltei de sudare. Astfel, se urmărește ca penetrarea uneltei în materialul ce urmează a fi îmbinat să se realizeze până când există un contact ferm între umărul uneltei și material și se obține o valoare optimă a intensității curentului electric, iar în timpul sudării efective a materialului se urmărește ca valoarea intensității curentului electric să fie menținută cât mai stabil [137].

### 4.3. Efectul parametrilor de proces asupra macrostructurii probelor sudate FSW

Analiza macrostructurală s-a realizat pentru evaluarea calitatății îmbinării. În Figura 4.13. se prezintă aspectul îmbinării sudate a probei P1. Pentru analiza macroscopică, îmbinările sudate au fost secționate la distanțe diferite pe lungimea îmbinării.

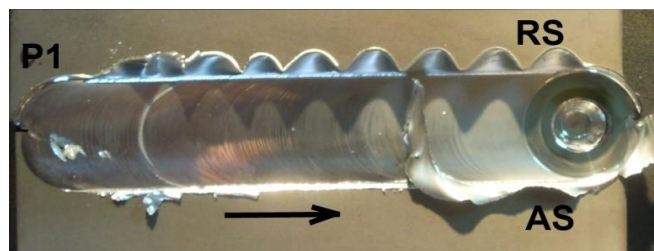


Figura 4.13. Aspectul îmbinării sudate ( $V_{rot} = 1000$  rot/min;  $V_{sud} = 50$ mm/min)

La sudarea probei P1, după 30 mm de sudură a fost identificat un defect de tip tunel cu dimensiunile de cca.  $0.5 \times 0.7$  mm, pe partea de avans a uneltei de sudare, Figura 4.14. Situația s-a datorat unei amestecări necorespunzătoare a materialului.


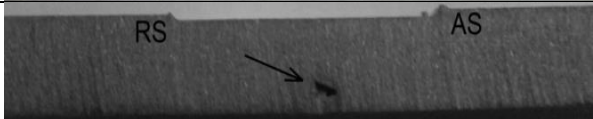

Parametrii de proces	Distanța de la începutul sudurii	Secțiune transversală	
		Fața de retragere (RS)	Fața avans (AS)
1000 rot/min 50 mm/min Pin conic cu patru fețe teșite	30 mm		
	50 mm		
	75 mm		

Figura 4.14. Macrostructura probei P1 la diferite distanțe de începutul îmbinării

Unealta cu pin conic nu a fost capabilă să asigure o fluiditate suficientă a materialului într-un timp scurt, ceea ce este confirmat și pe diagrama evoluției temperaturii, Figura 4.3., unde temperatura a înregistrat cea mai mică valoare. După realizarea a 50 mm de sudură, dimensiunea defectului s-a diminuat vizibil, semn că procesul începe să se apropie de temperatura de plastifiere optimă a materialului. Aproape de sfârșitul îmbinării, după 75 mm de la începutul sudurii defectul aproape a dispărut.

În Figura 4.15. se prezintă aspectul îmbinării sudate P2. Se constată că schimbarea uneltei de sudare a avut un efect benefic asupra îmbinării sudate, Figura 4.16. Zona sudată este clar vizibilă datorită unui contrast microstructural diferit. Nu se identifică nici un defect sau imperfecțiune pe toată lungimea îmbinării, cu un nucleu foarte bine consolidat în centrul sudurii sub formă de cercuri concetrice („inele de ceapă”).

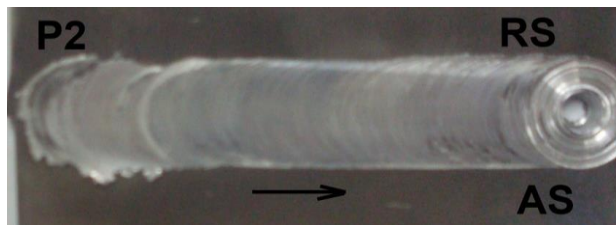


Figura 4.15. Aspectul îmbinării sudate P2. ( $V_{rot} = 1000 \text{ rot/min}$ ;  $V_{sud} = 50 \text{ mm/min}$ )

Parametrii de proces	Distanța de la începutul sudurii	Secțiune transversală	
		Fața de retragere (RS)	Fața avans (AS)
1000 rot/min 50 mm/min Pin cilindric filetat	30 mm		
	75 mm		

Figura 4.16. Macrostructura probei P2 la diferite distanțe de începutul îmbinării

În Figura 4.17. se prezintă aspectul îmbinării sudate P3-4. Se constată că la începutul îmbinării a apărut un defect de tip tunel pe partea de avans care persistă până la sfârșitul îmbinării, Figura 4.18. După mărirea vitezei de sudare dimensiunea defectului crește puțin.

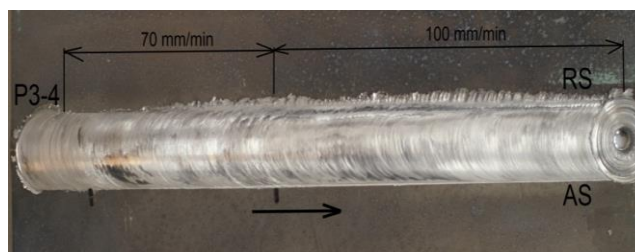


Figura 4.17. Aspectul îmbinării sudate ( $V_{rot} = 1100 \text{ rot/min}$ ;  $V_{sud} = 70 / 100 \text{ mm/min}$ )

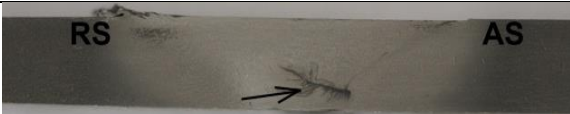

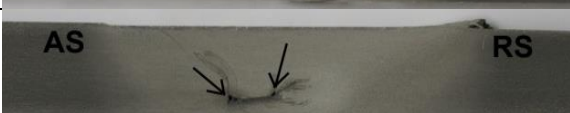

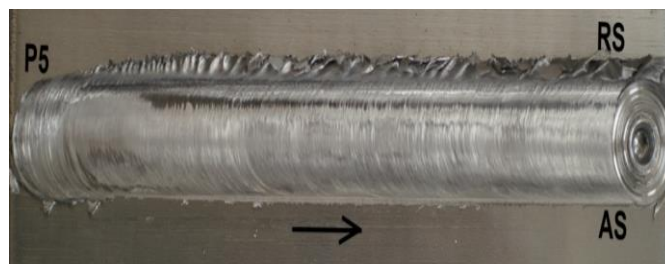
Parametrii de proces	Distanța de la începutul sudurii	Secțiune transversală	
		Fața de retragere (RS)	Fața avans (AS)
1100 rot/min 70 mm/min Pin cilindric filetat	30 mm		
	65 mm		
1100 rot/min 100 mm/min Pin cilindric filetat	95 mm		
	175 mm		

Figura 4.18. Macrostructura probei P3-4 la diferite distanțe de începutul îmbinării

De această dată defectul a apărut datorită vitezei mai mari de rotație a uneltei, care generează o căldură în exces în timpul sudurii FSW. Aceasta din urmă duce la o creștere prea mare a fluidității materialului, de unde rezultă o curgere turbulentă în zona sudurii. Se constată că o turație mai mare a uneltei are ca efect producerea unui defect de dimensiuni mai mari.

La îmbinarea probei P5 se evidențiază faptul că datorită creșterii vitezei de rotație suprafața îmbinării are un aspect foarte fin, Figura 4.19. Și la această îmbinare s-a constatat apariția unui defect tip tunel pe partea de avans a uneltei, defect care persistă de la începutul îmbinării până la sfârșit, Figura 4.20., având aceeași dimensiune.

Figura 4.19. Aspectul îmbinării sudate ( $V_{rot} = 1200 \text{ rot/min}$ ;  $V_{sud} = 100 \text{ mm/min}$ )




Parametrii de proces	Distanța de la începutul sudurii	Secțiune transversală	
		Fața de retragere (RS)	Fața avans (AS)
1200 rot/min 100 mm/min Pin cilindric filetat	30 mm		
	100 mm		
	175 mm		

Figura 4.20. Macrostructura probei P5 la diferite distanțe de începutul îmbinării

La îmbinarea sudată a probei P6 a materialului compozit, pe suprafața îmbinării s-au format bucle semi-circulare pronunțate, cauzate de contactul umărului uneltei, Figura 4.21.

În Figura 4.22. se prezintă imagini macrografice preluate din îmbinarea sudată P6. Se constată că sudura nu a prezentat defecte sau imperfecțiuni, iar spre sfârșitul îmbinării aria zonei îmbinate se reduce, semn ca materialul este cu puțin sub temperatura de plastifiere.

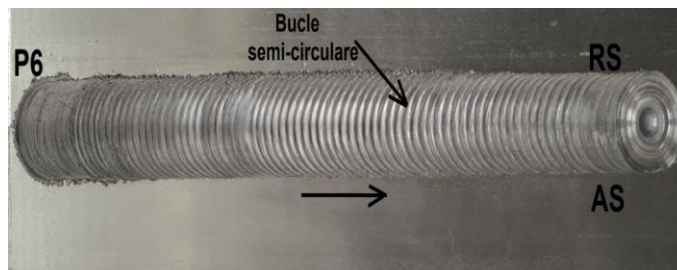


Figura 4.21. Aspectul îmbinării sudate ( $V_{rot} = 800$  rot/min;  $V_{sud} = 150$  mm/min)


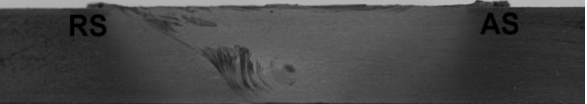
Parametrii de proces	Distanța de la începutul sudurii	Secțiune transversală	
		Fața de retragere (RS)	Fața avans (AS)
800 rot/min 150 mm/min Pin cilindric filetat	75 mm		
	175 mm		

Figura 4.22. Macrostructura probei P6 la diferite distanțe de începutul îmbinării

În concluzie se poate susține că suprafața îmbinărilor care vine în contact cu umărul uneltei este caracterizată de prezența unor bucle semicirculare, similare ca cele induse de către o freză cilindro frontală convențională. În imaginile macrografice prezentate, zona sudată este clar vizibilă datorită contrastului metalografic diferit dezvoltat după atacul chimic. Zona de sudare este în formă de V, lărgită spre suprafața superioară datorită unui contact intim între umărul uneltei de sudare și suprafața superioară. Direcția de sudare este indicată cu săgeată. Nucleul sau zona amestecată este vizibilă și foarte distinctă. Bineînțeles, există diferențe între partea de avans și partea de retragere a uneltei, cu margini mai clar definite pe partea de retragere [137], [138].

#### 4.4. Efectul parametrilor de proces asupra microstructurii probelor sudate FSW

Examinările au fost efectuate pe toate probele calificate vizual drept corespunzătoare pentru evaluarea zonelor de îmbinare, a stării microstructurale. În microstructura îmbinărilor sudate au fost identificate patru zone separate:

- în centru este identificată zona de amestecare sau nucleul (SZ);
- zona afectată termomecanic (TMAZ);
- zona afectată termic (HAZ);
- materialul de bază (BM).

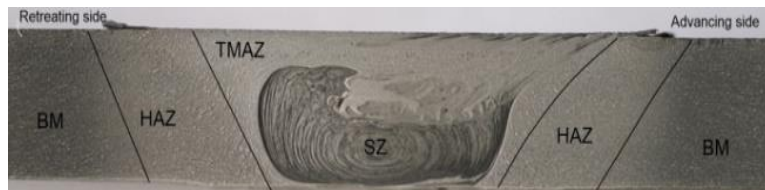
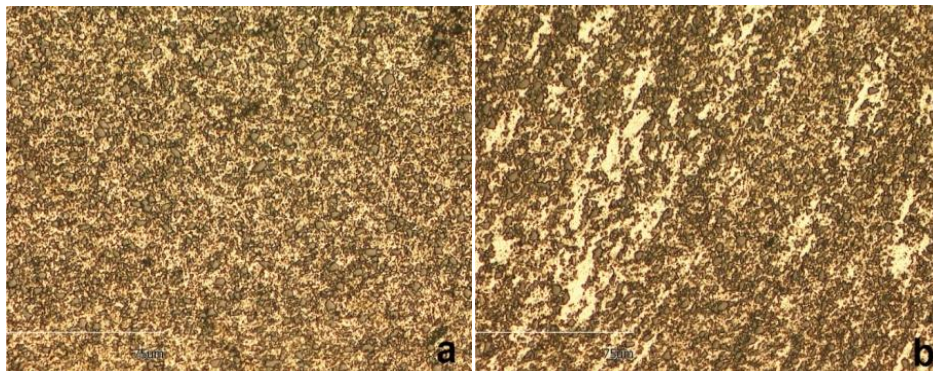


Figura 4.23. Aspectul macrografic al îmbinării, proba P2.



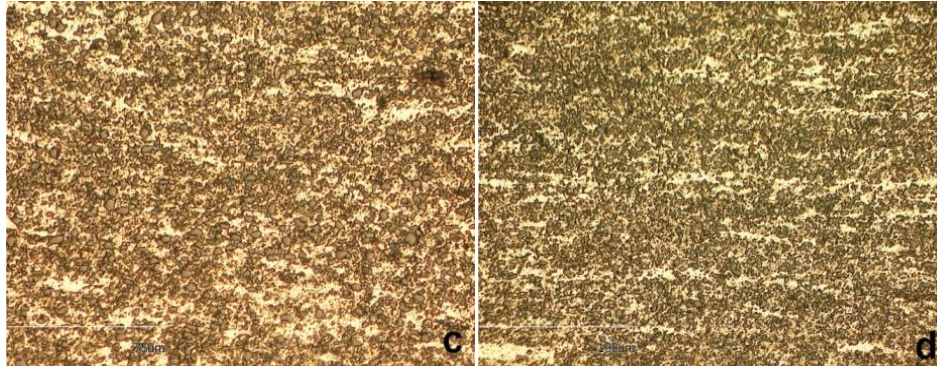


Figura 4.24. Microstructura imbinării FSW, proba P2: a- zona amestecată (SZ); b- TMAZ; c- HAZ; d- BM x1050

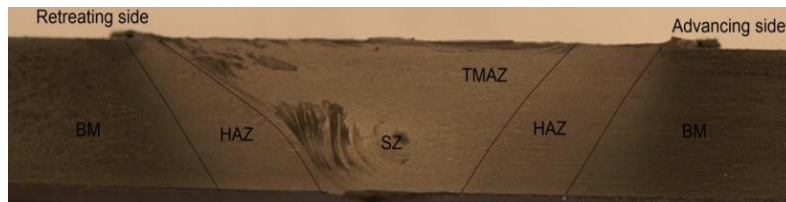


Figura 4.25. Imagine macrografică cu zone ale regiunii de sudare, proba P6.

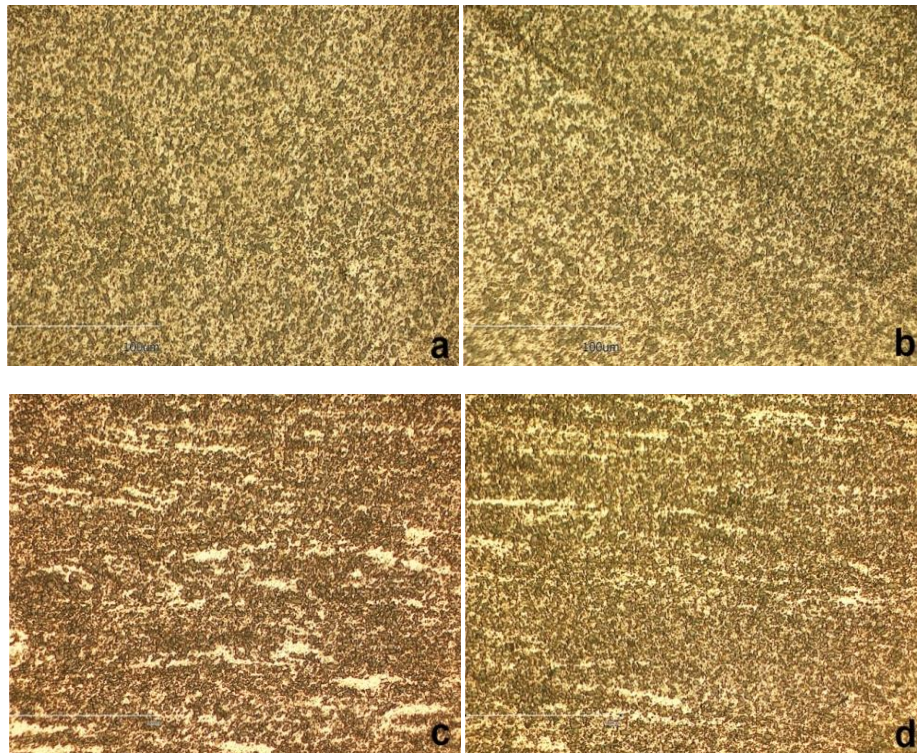


Figura 4.26. Microstructura imbinării FSW, proba P6: a- zona amestecată (SZ); b- TMAZ; c- HAZ; d- BM x1050

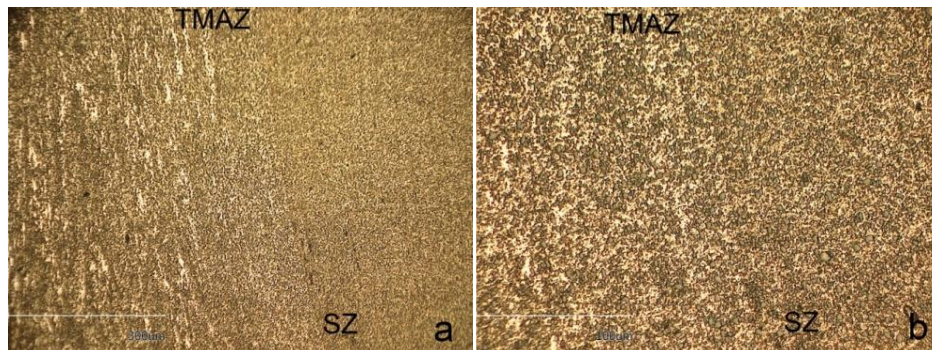


Figura 4.27. Microstructura zonei de tranziție a probei P2: a- x350; b- x1050

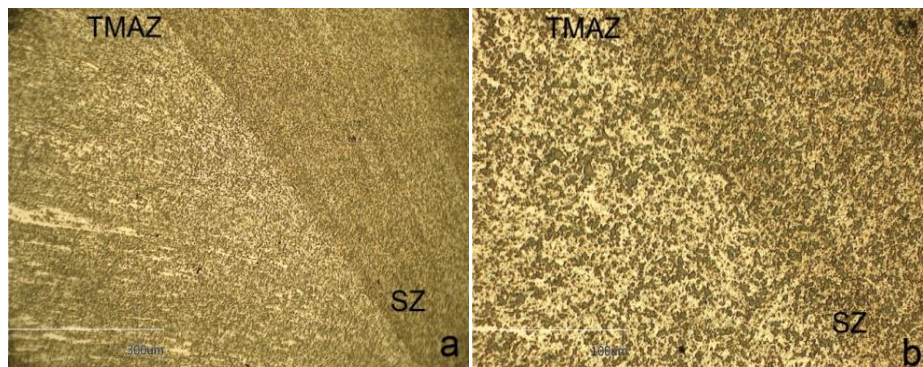


Figura 4.28. Microstructura zonei de tranziție a probei P6: a- x350; b- x1050

Evaluarea microstructurală evidențiază că zona amestecată (SZ) a îmbinărilor este identificată prin distribuția diferită și omogenă a particulelor de SiC, concomitent cu reducerea semnificativă a mărimii acestor particule sub acțiunea uneltei de sudat. Se remarcă distribuția particulelor de SiC, de formă circulară. Dimensiunea particulelor scade, până la 70% în această zonă. Efectul conduce la îmbunătățirea tenacității compozitului, datorită reducerii factorului de concentrare a tensiunii. Astfel, zona amestecată este caracterizată de o distribuție uniformă a particulelor de SiC și de grăunți fini recristalizați dinamic. Acest rezultat este indus de către pinul uneltei de sudare care generează temperaturi mari și deformații semnificative în zona amestecată, datorită acțiunii de încălzire prin frecare și amestecare în timpul sudării. S-a constatat că parametrii de sudare afectează dimensiunea particulelor în zona amestecată a sudurii. Viteza de rotație mare și viteza de sudare redusă are ca efect dimensiuni reduse ale particulelor în zona amestecată.

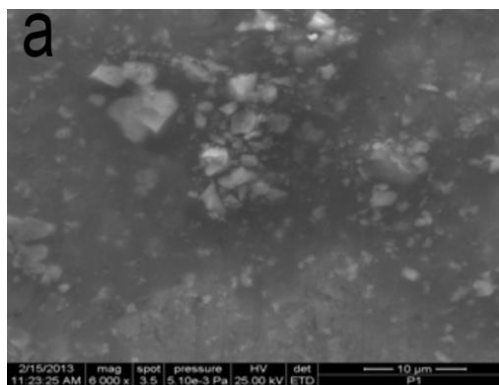
Se constată că în zona afectată termomecanic (TMAZ), nu a avut loc recristalizarea dinamică, deoarece căldura și deformația este mai redusă, comparativ cu zona amestecată (SZ). În această zonă s-au evidențiat fisuri ale particulelor de SiC. După zona afectată termomecanic apare zona afectată termic (HAZ) care a fost supusă doar ciclului termic. În HAZ, deformarea plastică este absentă sau insuficientă pentru a modifica structura grăunților inițiali. Microstructura materialului de bază relevă grăunți alungiți ai matricei, asociați operațiilor de forjare și unde particulele de SiC sunt distribuite neuniform în matrice.



S-a folosit un microscop electronic cu baleiaj (SEM), pentru a realiza o analiză prin spectroscopie cu energie dispersivă (EDS) în materialul de bază, precum și în zona amestecată al probelor P2 (1000 rot/min - 50 mm/min), respectiv probei P6 (800 rot/min- 150 mm/min). Acest tip de analiză (EDS) a fost realizată pentru detecția tuturor elementelor prezente în materialul de bază AA2124/SiC/25p-T4, și în zonele îmbinate (Figura 4.29. - Figura 4.31.), [137], [138]. Modificările chimice și microstructurale în aceste zone sunt incluse în Tabel 4.2.

Tabel 4.2. Rezultatele analizei EDS în materialul de bază și în nucleele probelor P2 și P6

Micrografie	Element (%)					
	Al	Cu	Si	Mg	C	O
BM	46,59	2,23	13,67	0,97	34,39	2,16
SZ P2	54,06	2,49	16,77	1,26	24,15	1,28
SZ P6	52,81	2,25	19,49	1,12	20,26	4,07



c:\edax32\genesis\genspc.spc

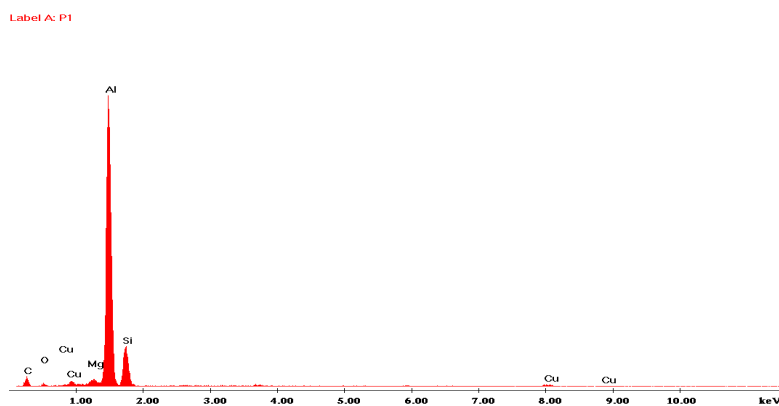


Figura 4.29. Imaginea SEM și diagrama EDS realizată în materialul de bază

122 Rezultate experimentale obținute pe materialul analizat aferente procedurii FSW

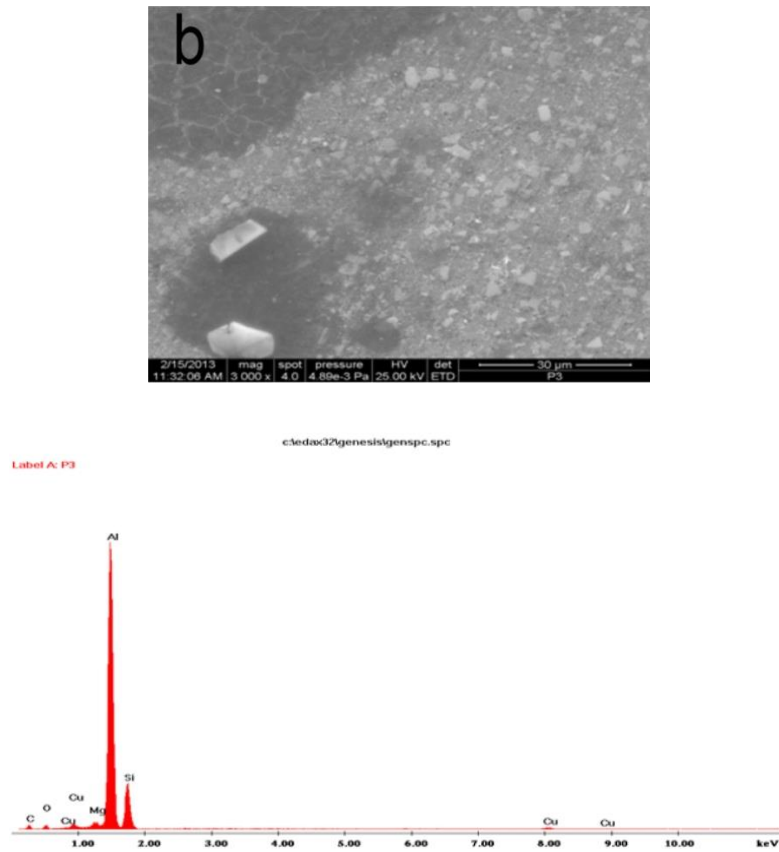


Figura 4.30. Imaginea SEM și diagrama EDS realizată în zona amestecată a îmbinării P2

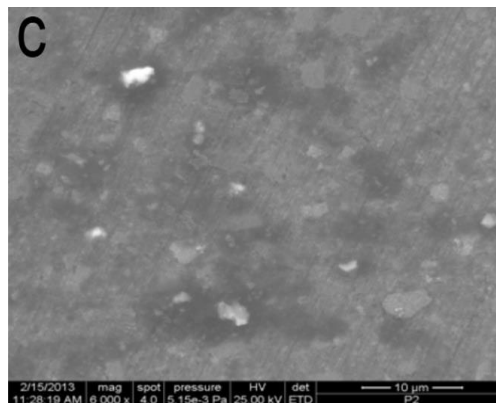




Figura 4.31. Imaginea SEM și diagrama EDS realizată în zona amestecată a îmbinării P6

Rezultatele indică că microstructura materialului de bază analizat și a îmbinărilor sudate, constă doar din compuși intermetalici. Acest lucru va fi confirmat mai târziu de măsurătorile microdureții și de încercările la tracțiune. Fazele intermetalice sunt de obicei dure și casante, și se așteaptă ca microdurețile Vickers în aceste regiuni să fie mari. Având în vedere natura intermetalicilor la testele de tracțiune, acest material mai degrabă va fi fracturat decât deformat plastic.

#### 4.5. Caracterizarea prin difracție cu raze X a îmbinărilor sudate FSW (XRD)

Compușii intermetalici identificați în materialul de bază, respectiv în zona de amestec a îmbinărilor sudate P2 și P6 folosind spectroscopia prin energie dispersivă (EDS), au fost investigate prin difracție cu raze X (XRD). În Figura 4.32. este prezentată diagrama difracției cu raze X (XRD) a materialului de bază AA2124/SiC/25p-T4. Analiza relevă prezența fazei  $\text{CuAl}_2$  și  $\text{Al}_2\text{CuMg}$ , care sunt două tipuri de precipitații în aliajele Al-Cu-Mg, împreună cu faza alpha și SiC. În Figura 4.33. este prezentată diagrama difracției cu raze X (XRD) în zona amestecată a îmbinării sudate P2. Se observă apariția Si datorită procesului de amestecare ce are loc în timpul sudării. În Figura 4.34. este prezentată diagrama difracției cu raze X (XRD) în zona amestecată a îmbinării sudate P6.

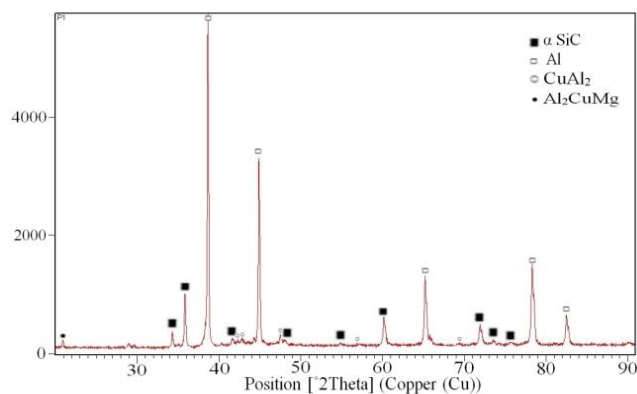


Figura 4.32. Analiza prin difracție cu raze X a materialului de bază AA2124/SiC/25p-T4

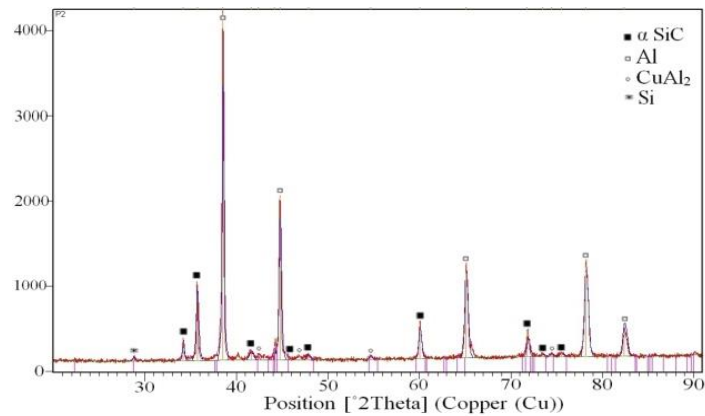


Figura 4.33. Analiza prin difracție cu raze X a probei P2 în zona amestecată (SZ)

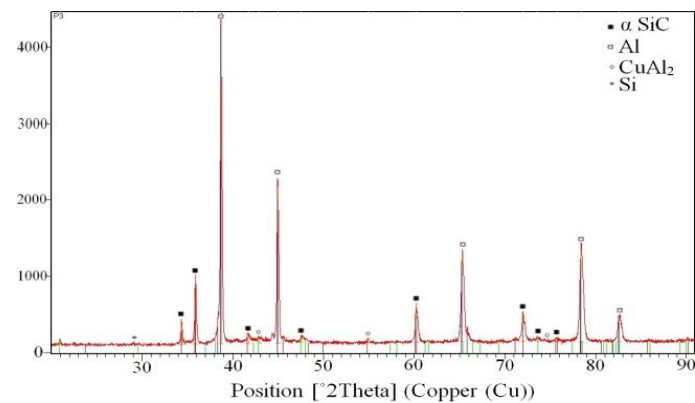


Figura 4.34. Analiza prin difracție cu raze X a probei P6 în zona amestecată (SZ)

Câteva studii realizate de către alți cercetători a raportat apariția fazei  $\text{Cu}_2\text{FeAl}_7$  la sudarea FSW a materialelor compozite cu matrice de Al [139]. Apariția acestei faze s-a datorat uzurii uneltei de sudare la viteze mari de sudare. Cu toate acestea, la proba P6 nu a fost remarcată uzura uneltei de sudare, în ciuda prezenței particulelor de SiC.

În plus, nu este indicată prezența unei faze dăunătoare în zona amestecată (nucleu), cum ar fi  $\text{Al}_4\text{C}_3$ , fază care a fost remarcată la metodele convenționale de sudare prin topire [137].

## 4.6. Evaluarea caracteristicilor mecanice a îmbinărilor sudate FSW

### 4.6.1. Efectul parametrilor de proces asupra microdureității probelor îmbinate

Determinarea microdurețiilor Vickers (HV0.1) s-a realizat pe un plan perpendicular pe direcția de deplasare a uneltei de sudare la toate condițiile de sudare și în diverse zone față de punctul de începere a sudurii (Figura 4.35. - Figura 4.43.). Durețea în materialul de bază este cuprinsă între 131-148 HV0.1, după

care crește brusc în zona afectată termic (HAZ) situație constatată la toate îmbinările, atingând o valoare maximă în zona afectată termomecanic.

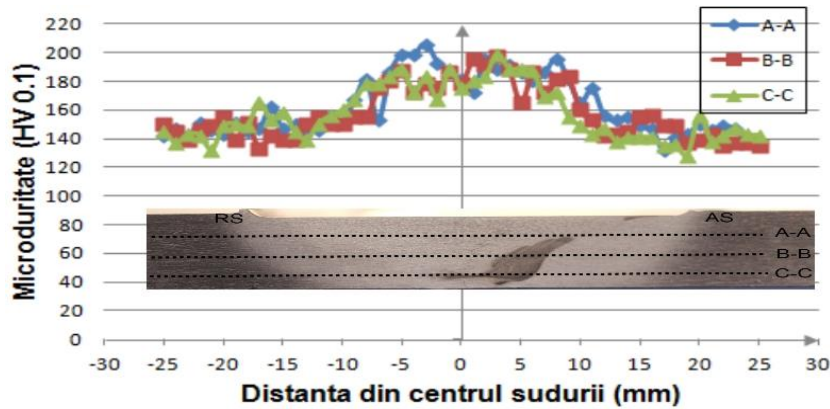


Figura 4.35. Evoluția durtății în îmbinarea sudată FSW al probei P1 la 75 mm distanță de începutul îmbinării

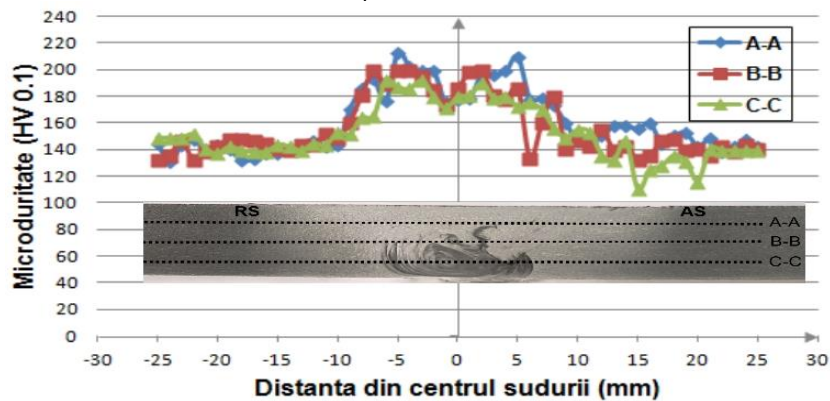


Figura 4.36. Evoluția durtății în îmbinarea sudată FSW al probei P2 la 30 mm distanță de începutul îmbinării.

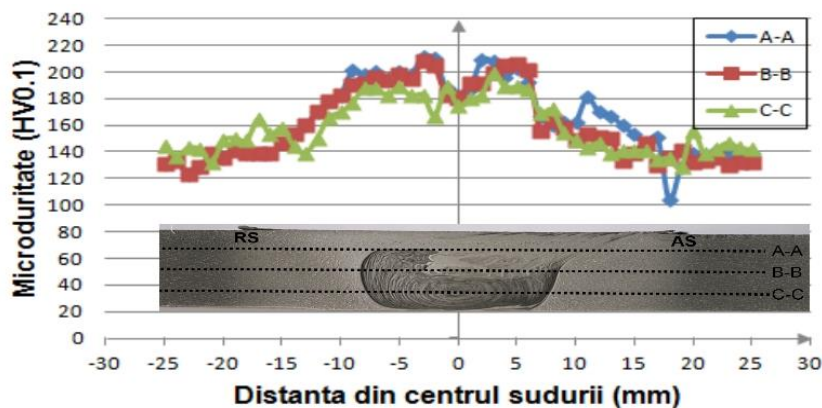


Figura 4.37. Evoluția durtății în îmbinarea sudată FSW al probei P2 la 75 mm distanță de începutul îmbinării

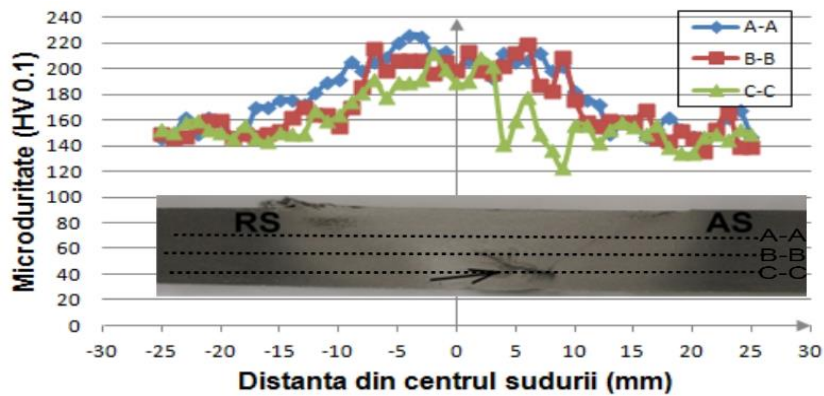


Figura 4.38. Evoluția duriții în îmbinarea sudată FSW al probei P3-4 la 30 mm distanță de începutul îmbinării

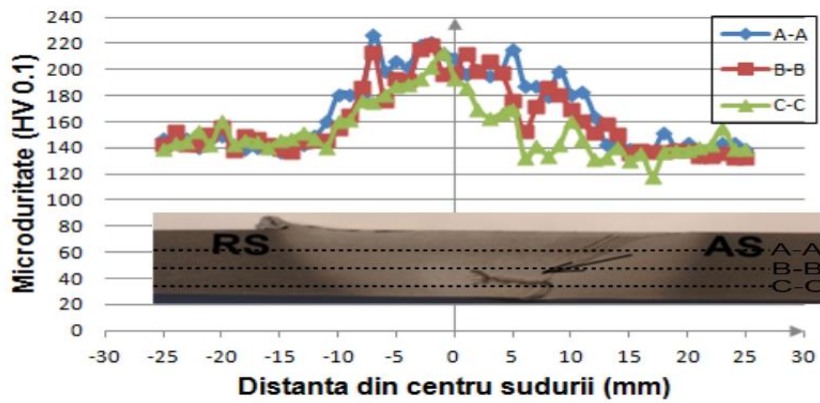


Figura 4.39. Evoluția duriții în îmbinarea sudată FSW al probei P3-4 la 175 mm distanță de începutul îmbinării.

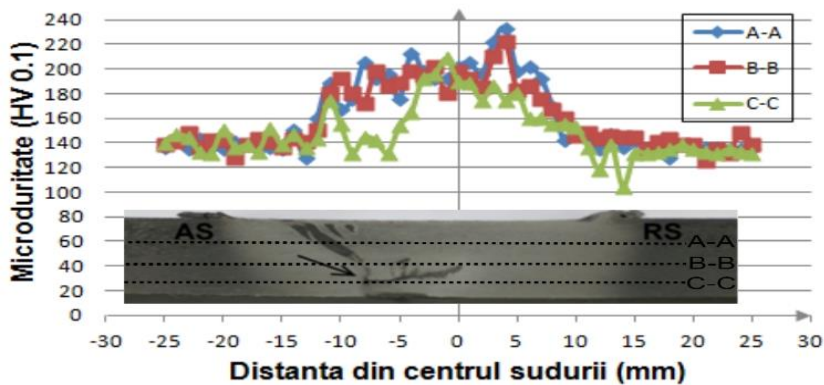


Figura 4.40. Evoluția duriții în îmbinarea sudată FSW al probei P5 la 30 mm distanță de începutul îmbinării

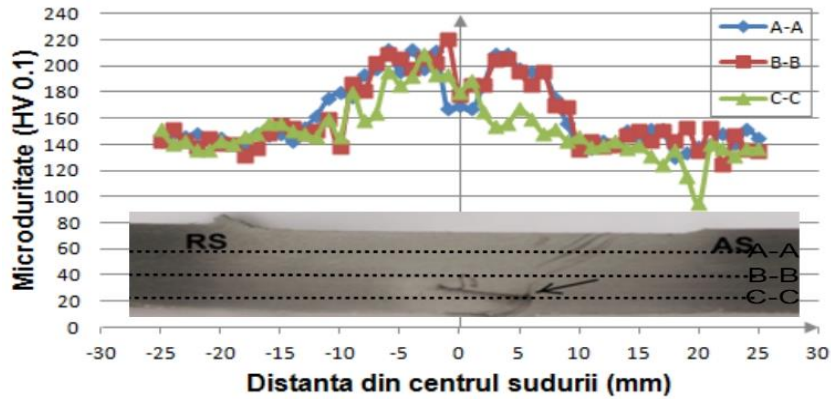


Figura 4.41. Evoluția durtății în îmbinarea sudată FSW al probei P5 la 175mm distanță de începutul îmbinării

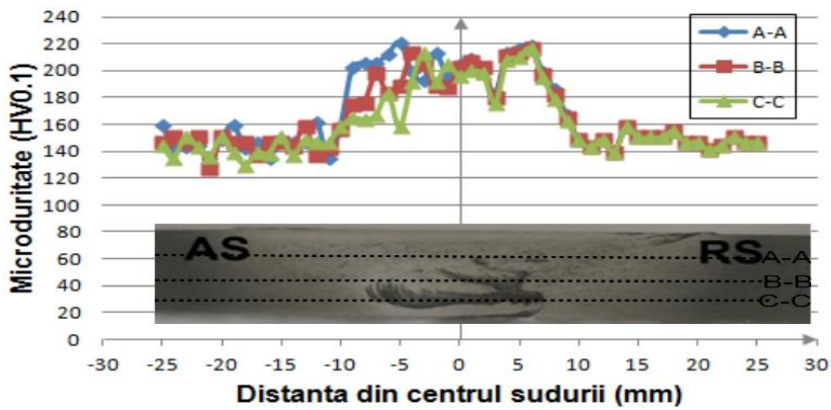


Figura 4.42. Evoluția durtății în îmbinarea sudată FSW al probei P6 la 30 mm distanță de începutul îmbinării

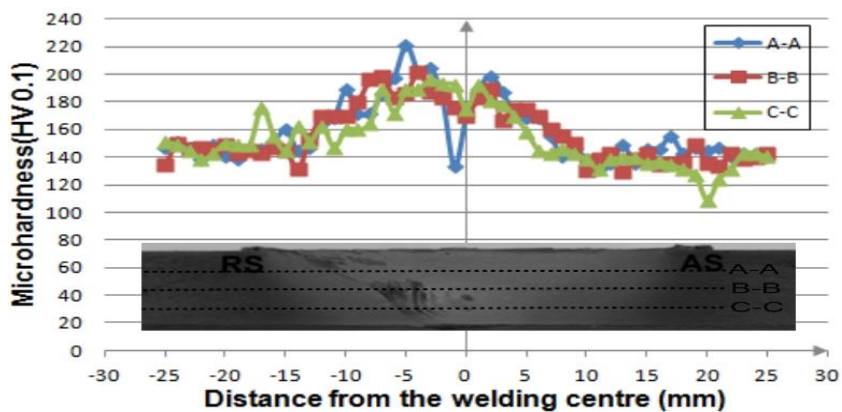


Figura 4.43. Evoluția durtății în îmbinarea sudată FSW al probei P6 la 175 mm distanță de începutul îmbinării

## 128 Rezultate experimentale obținute pe materialul analizat aferente procedurii FSW

Valorile durității în TMAZ se situează între 200-220 HV0.1. În zona amestecată sau nucleu, valorile au scăzut la  $\approx 180$  HV0.1. S-a constatat că valorile durității au fost mai mari pe partea de retragere a uneltei decât pe cea de avans. Făcând o comparație între cele 3 linii de măsurare s-a observat că valorile durități pe linia A-A sunt mai mari decât pe linia C-C. Aceasta se datorează faptului că în partea superioară a sudurii se resimt mai pregnant efectele termice din timpul și după sudare.

### 4.6.2. Efectul parametrilor de proces asupra rezistenței la rupere a probelor îmbinate FSW

Evaluarea calității îmbinărilor s-a realizat prin compararea rezistențelor la rupere, la tracțiune statică a materialului de bază AA2124/SiC/25p-T4 și a îmbinărilor sudate la toți parametrii de sudare din programul experimental. Probele pentru încercarea la tracțiune au fost prelevate din mai multe zone ale îmbinării cum reiese din Figura 3.33. și Figura 3.34. Rezultatele încercărilor la tracțiune statică la sudarea plăcilor de material compozit AA2124/SiC/25p-T4 cât și a materialului de bază sunt prezentate în Tabel 4.3. Se constată că există o apropiere între caracteristicile mecanice ale îmbinării sudate P2 și P6 cu ale materialului de bază.

Tabel 4.3. Rezultatele încercării la tracțiune a materialului de baza AA2124/SiC/25p-T4 la îmbinările FSW.

Material/Proba	Test	Viteza de rotație [rpm]	Viteza de sudare [mm/min]	Rezistența max. la rupere [MPa]	Eficiența îmbinării [%]	Locația fracturii
AA2124/SiC/25p material bază (MB)	1	-	-	331	-	-
	2	-	-	315	-	-
Valoarea medie				323		
AA2124/SiC/25p (P1)	1	1000	50	92,5	28	SZ
	2			137	42	SZ
Valoarea medie				114.7	35	
AA2124/SiC/25p (P2)	1	1000	50	295	91	TMAZ
	2			278	86	TMAZ
Valoarea medie				286.5	88.5	
AA2124/SiC/25p (P3-4)	1	1100	70/100	247	76	SZ
	2			265	82	SZ
	3			118	36	SZ
Valoarea medie				191	59	
AA2124/SiC/25p (P5)	1	1200	100	132	40	SZ
	2			160	49	SZ
	3			204	66	SZ
Valoarea medie				168	51	
AA2124/SiC/25p (P6)	1	800	150	290	90	TMAZ
	2			309	96	TMAZ
	3			279	86	TMAZ
Valoarea medie				292	90.6	

Aceasta confirmă că parametrii de sudare sunt corect preliminari. Valoarea eficienței maxime a îmbinărilor P2 și P6 a fost apropiat de 90%, din valoarea



materialului de bază, eficiență calculată după relația  $R_{\max\text{FSW}}/R_{\max\text{BM}} \times 100$ . Această eficiență a îmbinării se datorează structurii recristalizate foarte fine din zona amestecată. Sunt prezentate diagramele de evoluție a curbelor tensiune - deformație a tuturor îmbinărilor sudate și a materialului de bază (Figura 4.44. - Figura 4.49.). Se constată că sudarea FSW reduce valoarea rezistenței la rupere cu aproximativ 10%, iar deformația cu aproximativ 75% (Figura 4.45, Figura 4.48 și Figura 4.49). Totodată, valorile rezistențelor la rupere ale probelor prelevate din zone diferite ale îmbinărilor sudate P2 și P6 sunt apropiate, fapt ce demonstrează că procesul a fost stabil și s-a desfășurat la parametrii prescriși pe toată lungimea sudată. În Figura 4.50. este prezentată o imagine reprezentând zona de rupere a îmbinărilor P2 și P6 la tracțiune.

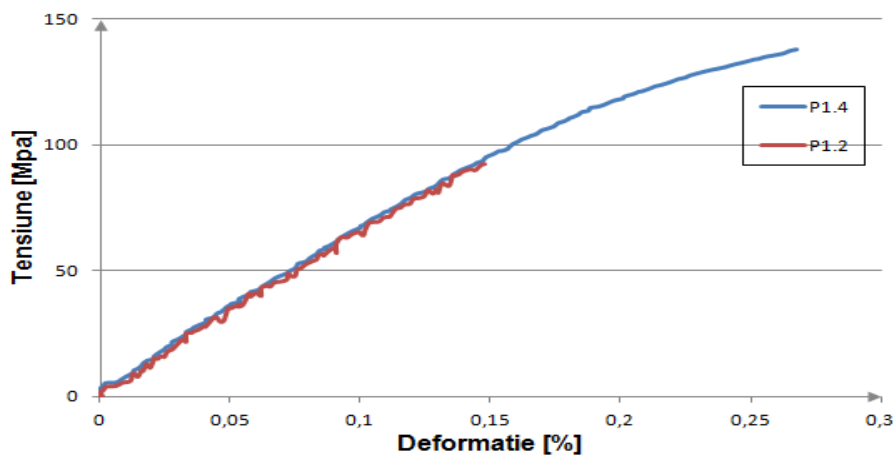


Figura 4.44. Diagrama de evoluție a curbei tensiune-deformație a îmbinării sudate P1

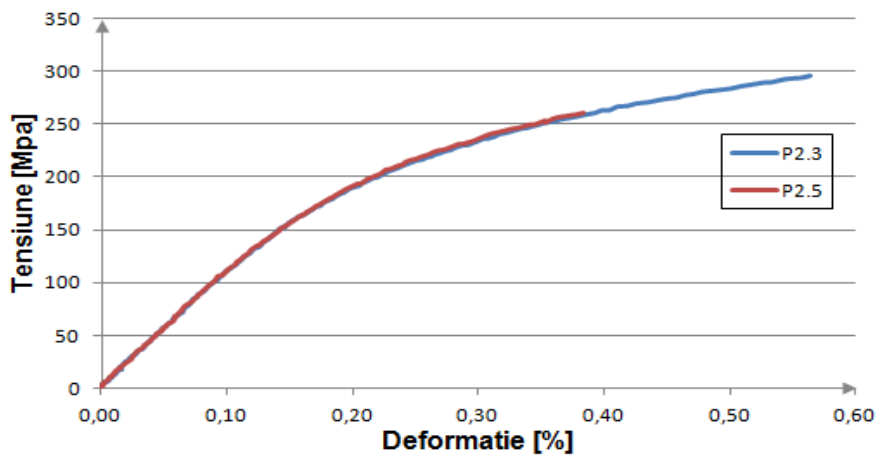


Figura 4.45. Diagrama de evoluție a curbei tensiune-deformație a îmbinării sudate P2

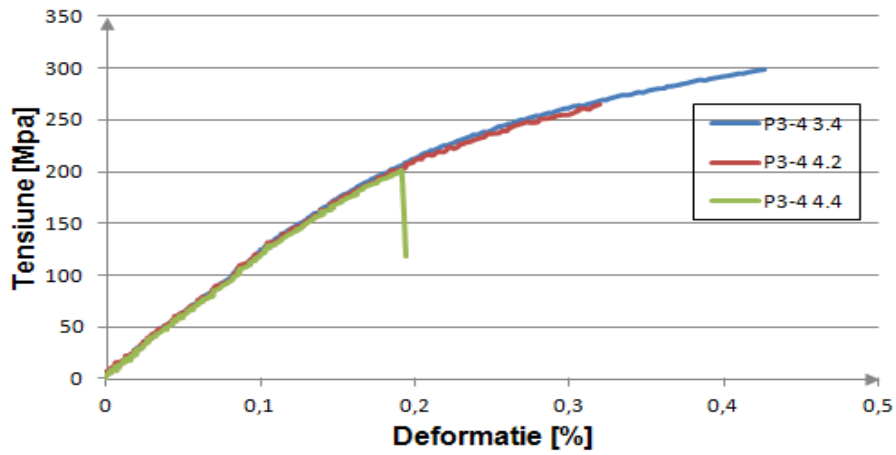


Figura 4.46. Diagrama de evoluție a curbei tensiune-deformație a îmbinării sudate P3-4

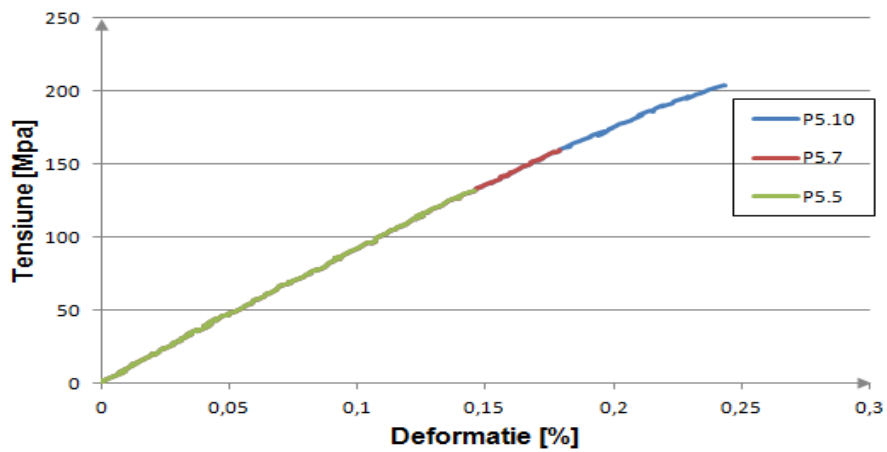


Figura 4.47. Diagrama de evoluție a curbei tensiune-deformație a îmbinării sudate P5

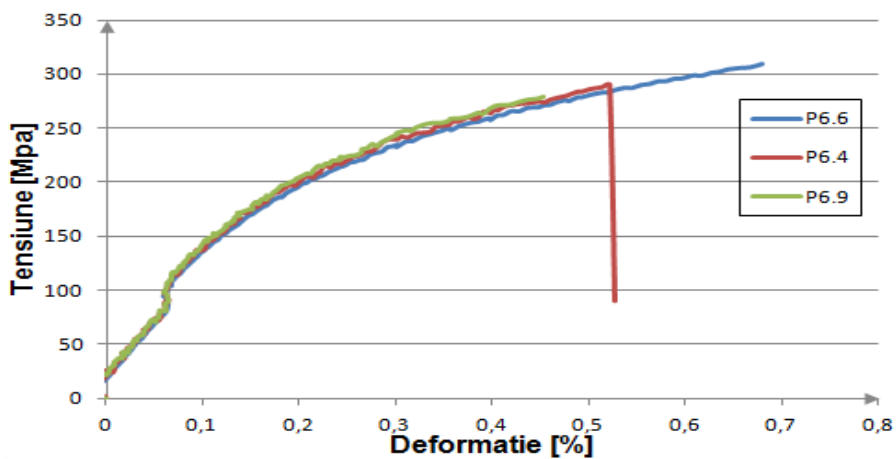


Figura 4.48. Diagrama de evoluție a curbei tensiune-deformație a îmbinării sudate P6

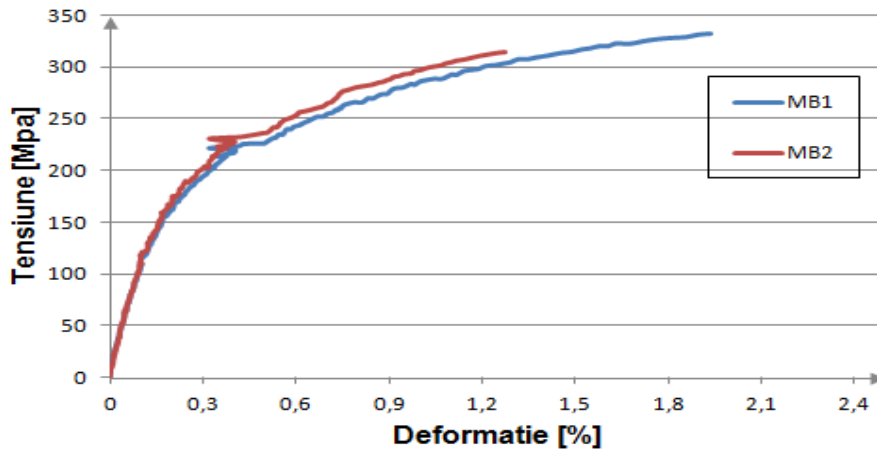


Figura 4.49. Diagrama de evoluție a curbei tensiune-deformație a materialului de bază (MB) AA2124/SiC/25p-T4

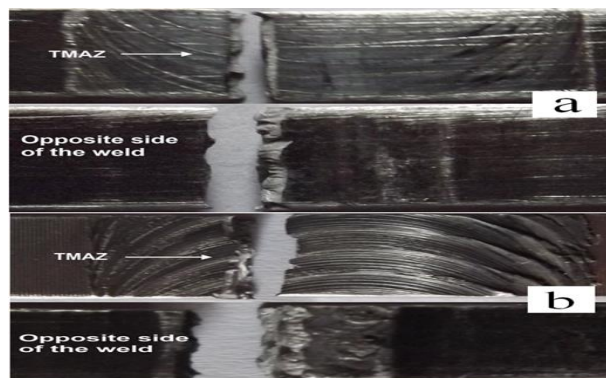


Figura 4.50. Zona ruperii îmbinărilor sudate la încercarea la tracțiune: a- P2 (1000 rot/min-50 mm/min); b- P6 (800 rot/min-150 mm/min)

În timpul încercărilor de tracțiune la îmbinările sudate P2 și P6 deformația maximă s-a concentrat în zona afectată termomecanic (TMAZ) și ruperea s-a produs în această zonă. Deasemenea s-a constatat că la probele care au prezentat defecte în zona amestecată, valoarea rezistenței la rupere s-a înjumătățit față de cea a materialului de bază (MB) și deformația s-a redus cu aproximativ 95% (Figura 4.44., Figura 4.46. și Figura 4.47.). La aceste îmbinări ruperea s-a produs în zona amestecată (SZ). Era de așteptat ca existența defectelor în îmbinare să aibă un efect dăunător asupra proprietăților mecanice ale îmbinărilor.

#### 4.6.3. Efectul parametrilor de proces asupra deformabilității probelor îmbinate FSW

Încercarea la îndoire a urmărit determinarea capacității de deformare plastică a materialului compozit de baza AA2124/SiC/25p-T4 și a îmbinărilor sudate FSW, pe baza criteriului unghi de îndoire până la apariția unei fisuri cu lungime de 3 mm.

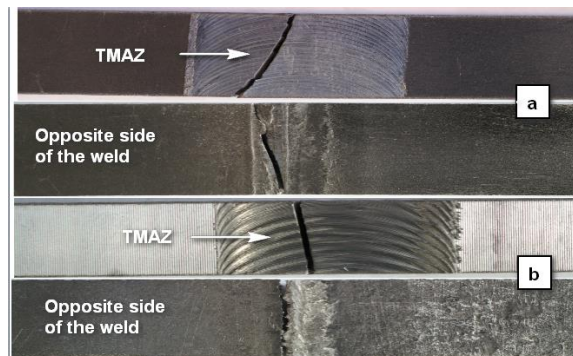


Figura 4.51. Zona ruperii îmbinărilor sudate la teste de îndoire : P2 (1000 rot/min-50 mm/min); b- P6 (800 rot/min-150 mm/min)[138].

Probele prelevate din îmbinările sudate P2 și P6 au avut unghiul de îndoire  $\alpha=4-5^\circ$ , după care a urmat ruperea. Deformabilitatea materialului de bază a fost  $\alpha=11^\circ$ . Ruperea s-a produs în zona afectată termomecanic, Figura 4.51.

#### 4.7. Corelarea modelului și definirea studiului parametric la sudarea FSW a materialului compozit AA2124/SiC/25p-T4

Pentru a dezvolta un model termic util pentru simularea sudărilor FSW cap la cap a materialului compozit AA2124/SiC/25p-T4 este important să se coreleze modelul cu datele experimentale existente. Prin urmare, în acest studiu modelul termic dezvoltat a fost corelat cu datele experimentale rezultate din măsurătorile realizate cu ajutorul camerei termografice.

Modelul utilizat pentru corelație are dimensiunea plăcilor de 200x50x5 mm. Diametrul umărului uneltei este de 20 mm și diametrul pinului uneltei de 6 mm. Lungimea pinului uneltei de sudat de 4,9 mm, viteza de rotație a uneltei variază între 800 - 1200 rot/min, în timp ce forța aplicată pe unelaltă a fost de 22,4 KN. Viteza de sudare a fost între 50 - 150 mm/min. Realizarea și rezultatele măsurătorilor sunt descrise la secțiunea 3.4.1.4.

Graficele din Figura 4.52. - Figura 4.55., prezintă o comparație între măsurătorile experimentale și rezultatele simulării pentru suprafața superioară, suprafața medie și respectiv suprafața inferioară a plăcilor îmbinate de AA2124/SiC/25p-T4.

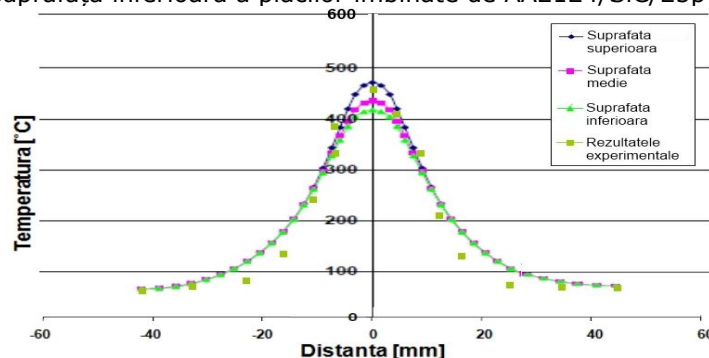


Figura 4.52. Comparație între rezultatele experimentale și simulate înregistrate, perpendicular pe linia de sudură a probei P2 la o distanță de 90 mm de începutul îmbinării

Temperatura pieselor sudate a fost măsurată în lungul liniei de îmbinare și calculată perpendicular pe linia de sudare la o distanță de 90 mm la graficul din Figura 4.52., și la distanță de 190 mm de începutul îmbinării, la graficele din Figura 4.53. - Figura 4.55. În Figura 4.52., temperatura maximă la suprafața superioară este de 460°C, după care, odată cu creșterea vitezei de rotație sau vitezei de sudare temperatura crește la 510°C (Figura 4.53.), 550°C (Figura 4.54.) și 505°C (Figura 4.55.), valori care sunt în concordanță cu temperaturile rezultate din modele. Temperatura maximă la marginea plăciiilor a fost de aproximativ 75°C, valoare care este în concordanță cu temperatura modelată în acel punct. Tendința generală a fost similară în toate cazurile experimentale și numerice, care este necesară pentru o bună corelație. S-a observat o diferență de 15 ÷ 50°C între temperatura obținută experimental și numeric la distanța de 15 mm până la 30 mm de centrul sudurii. O tendință similară a fost observată pentru profilele temperaturii obținute pentru suprafața medie și inferioară.

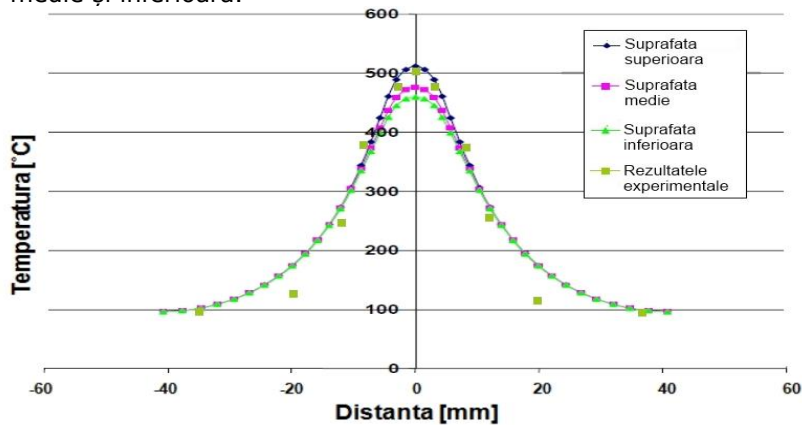


Figura 4.53. Comparație între rezultatele experimentale și simulate înregistrate, perpendicular pe linia de sudură a probei P3-4 la o distanță de 190 mm de începutul îmbinării

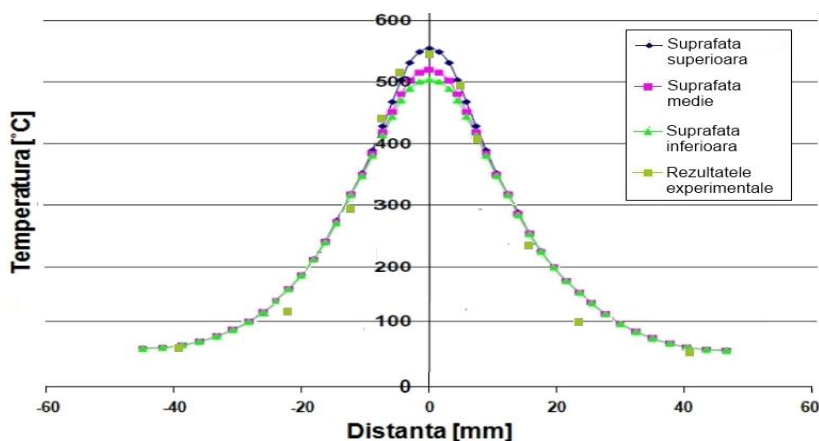


Figura 4.54. Comparație între rezultatele experimentale și simulate, înregistrate perpendicular pe linia de sudură a probei P5 la o distanță de 190 mm de începutul îmbinării

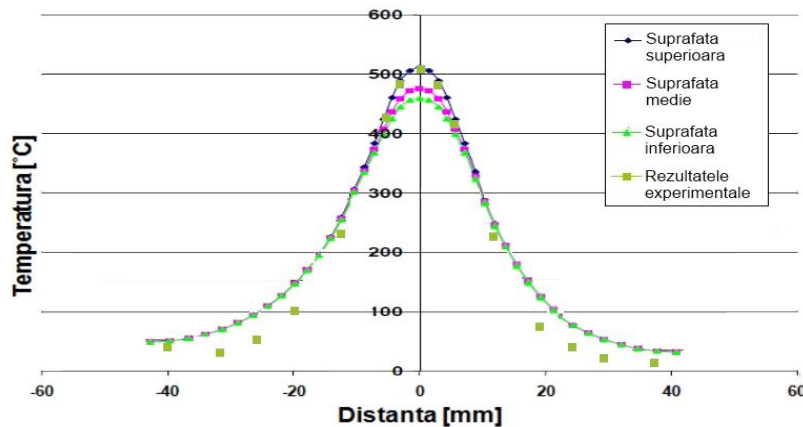


Figura 4.55. Comparație între rezultatele experimentale și simulate, înregistrate perpendicular pe linia de sudură a probei P6 la o distanță de 190 mm de începutul îmbinării

Rezultatele obținute din simulări pe suprafața superioară, medie și inferioară, în Figura 4.52. - Figura 4.55. sunt corelate la nivel corespunzător de încredere cu distribuțiile temperaturii de la măsurătorile experimentale. Acest model corelat pentru sudarea FSW cap la cap a AA2124/SiC/25p-T4 a fost utilizată pentru studiul parametric ulterior, care include menținerea constantă a forței pe unelă de sudat, a dimensiunilor uneltei și coeficientului de frecare, în timp ce au fost modificate viteza de sudare și viteza de rotație a uneltei de lucru.

#### 4.8. Rezultatele simulării sudării FSW cap la cap a AA2124/SiC/25p-T4

Patru cazuri pentru studiul parametric au fost considerate:

- în cazul 1, viteza de sudare este de 50 mm/min, iar viteza de rotație 1000 rot/min;
- în cazul 2, viteza de sudare crește de la 50 mm/min la 100 mm/min, crescând în același timp și viteza de rotație la 1100 rot/min;
- în cazul 3 viteza de sudare rămâne constantă la 100 mm/min, dar crește viteza de rotație la 1200 rot/min;
- în cazul 4, viteza de sudare crește la 150 mm/min, iar viteza de rotație scade la 800 rot/min.

Parametrii de sudare au fost aleși astfel încât temperaturile dezvoltate în timpul sudării să fie sub temperatura solidus, temperatură necesară pentru o sudură cap la cap a acestui material.

##### 4.8.1. Predicțiile termice

În această secțiune vor fi discutate temperaturile măsurate în timpul sudării FSW a materialului compozit cu matrice metalică AA2124/SiC/25p-T4, și câmpurile termice dezvoltate în timpul procesului de sudare în funcție de viteza de rotație a uneltei și viteza de sudare. În general câteva observații pot fi făcute din predicțiile termice generate de către modelul computațional. În primul rând, câmpurile termice dezvoltate în jurul sursei de căldură s-au dovedit a fi alungite și au luat o geometrie ovală. În Figura 4.56. - Figura 4.59., sunt prezentate evoluția câmpului termic din

jurul sursei de căldură într-o reprezentare 2D, în funcție de timp, la viteza de sudare ce variază între  $50 \div 150$  mm/min, respectiv o viteză de rotație ce variază de la  $800 \div 1200$  rot/min. În timpul operației de penetrare a uneltei, a fost generat la suprafața piesei de lucru un câmp termic circular, iar în timp ce sursa de căldură a început să se deplaseze pe întreaga suprafață, câmpul termic a devenit alungit în lungul direcției de deplasare, lucru confirmat și pe imaginile în infraroșu. Procesul a ajuns la o stare de echilibru relativă după ce sursa de căldură a fost deplasată cu aproximativ 20 mm de la începutul procesului de sudare.

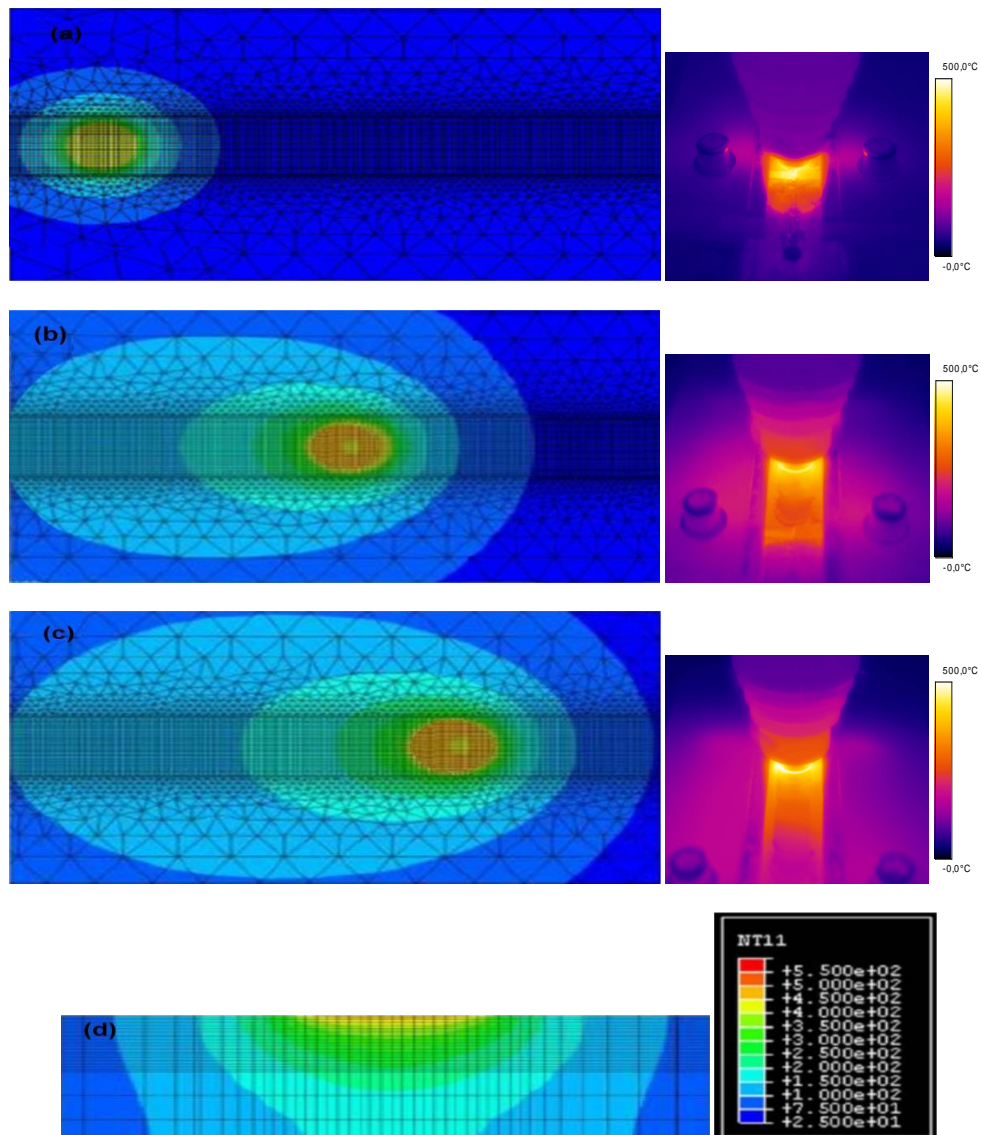


Figura 4.56. Imagini prezentând câmpuri termice prezise în stare de echilibru ce se dezvoltă în jurul pinului în timpul FSW la  $V_{sud} = 50$  mm/min,  $V_{rot} = 1000$  rot/min

Câmpul termic este prezentat cu o vedere în plan realizate după (a) un timp de penetrare de 25 s și o deplasare la (b) 60 s, (c) 100 s și (d) într-o secțiune transversală prin sursa de căldură.

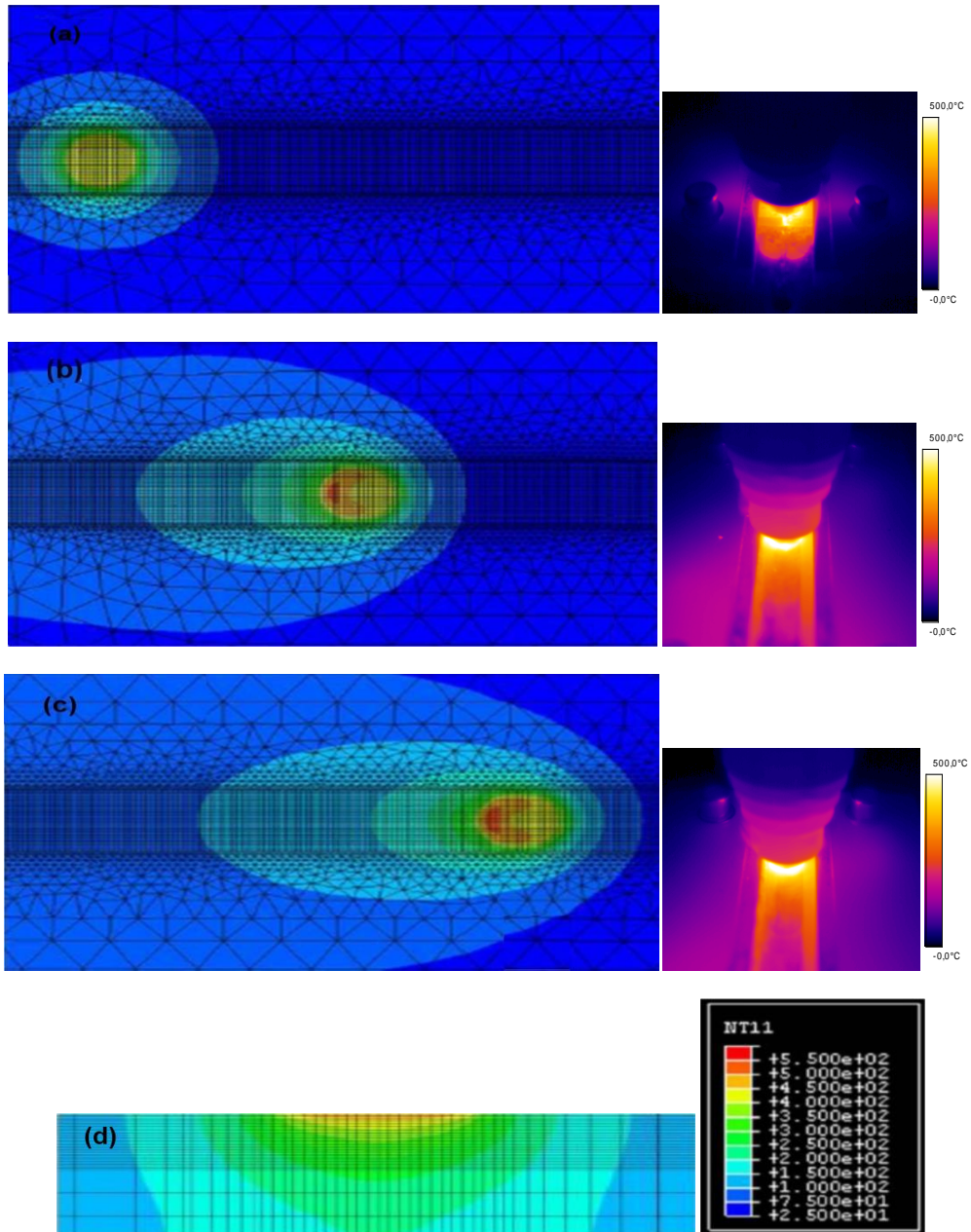


Figura 4.57. Imagini prezentând câmpuri termice prezise în stare de echilibru ce se dezvoltă în jurul pinului în timpul FSW la  $V_{sud} = 100$  mm/min,  $V_{rot} = 1100$  rot/min



Câmpul termic este prezentat cu o vedere în plan realizate după (a) un timp de penetrare de 25 s și o deplasare la (b) 60 s, (c) 100 s și (d) într-o secțiune transversală prin sursa de căldură.

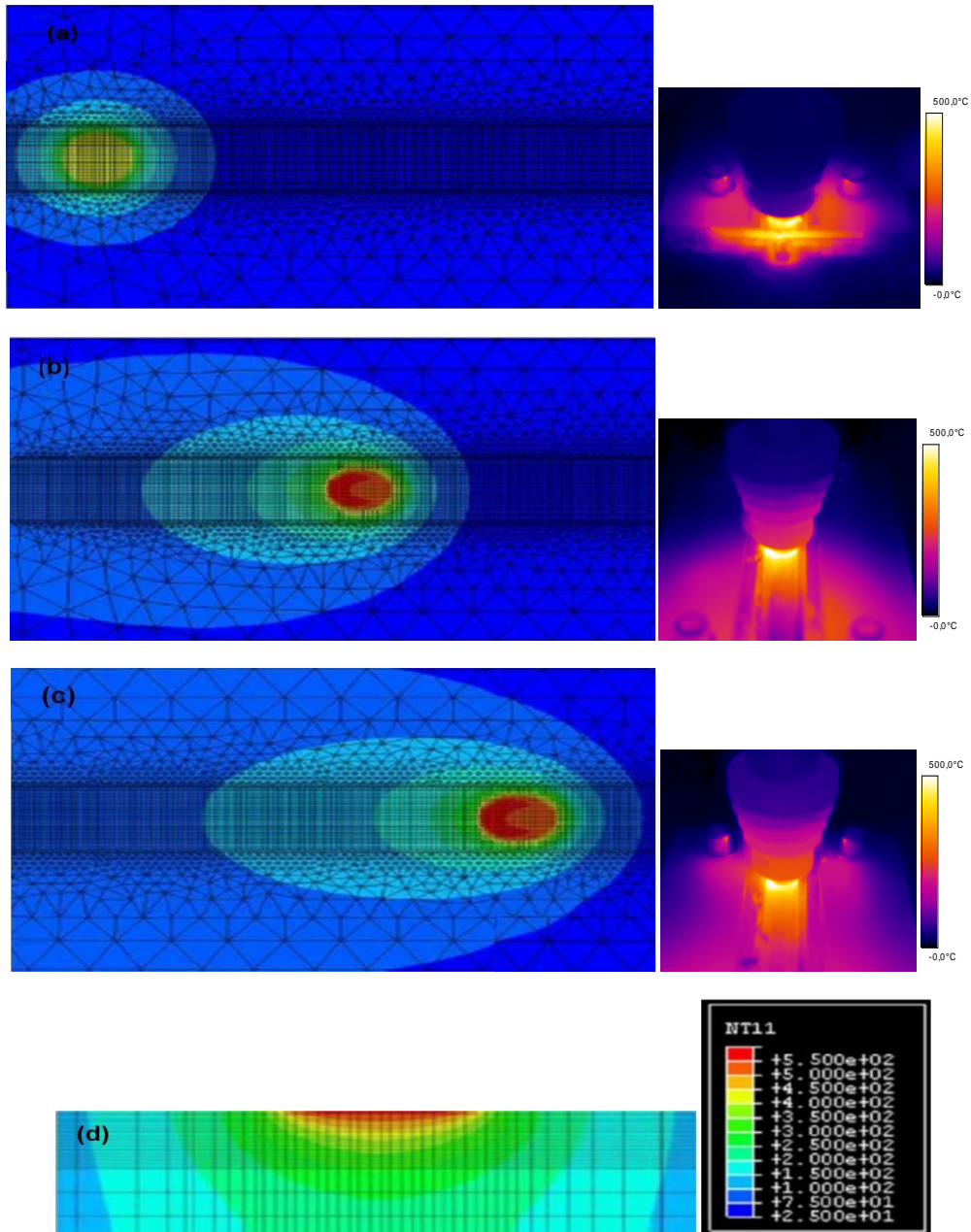


Figura 4.58. Imagini prezentând câmpuri termice prezise în stare de echilibru ce se dezvoltă în jurul pinului în timpul FSW pentru  $V_{sud} = 100$  mm/min și  $V_{rot} = 1200$  rot/min

Câmpul termic este prezentat cu o vedere în plan realizate după (a) un timp de penetrare de 25 s și o deplasare la (b) 60 s, (c) 100 s și (d) într-o secțiune transversală prin sursa de căldură.

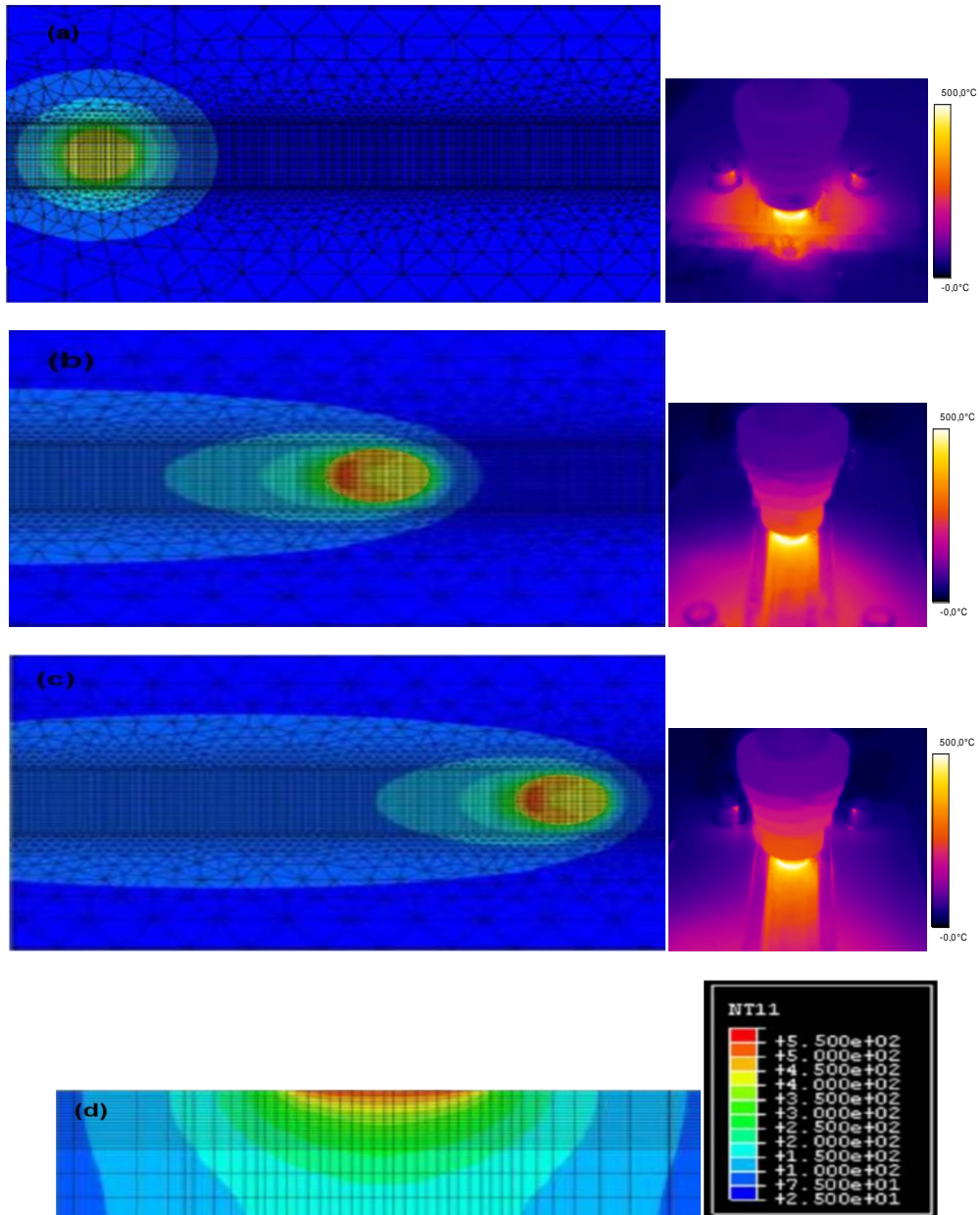


Figura 4.59. Imagini prezentând câmpuri termice prezise în stare de echilibru ce se dezvoltă în jurul pinului în timpul FSW pentru  $V_{sud} = 150$  mm/min și  $V_{rot} = 800$  rot/min

Câmpul termic este prezentat cu o vedere în plan realizate după (a) un timp de penetrare de 25 s și o deplasare la (b) 40 s, (c) 70 s și (d) într-o secțiune transversală prin sursa de căldură

Se constată că temperatura materialului a fost mai mare la interfața dintre umărul uneltei și piesa de lucru, unde a fost generată majoritatea căldurii, și a scăzut odată cu creșterea distanței față de suprafață. Mai mult, temperatura în timpul sudării a crescut odată cu creșterea vitezei de sudare și/sau vitezei de rotație, lucru care nu este deloc surprinzător datorită faptului că rata de generare a energiei depinde în principal de viteza de deplasare a uneltei la suprafață, și variază ca  $Q_{\text{net}}/V_{\text{trans}}$  [140], [112].

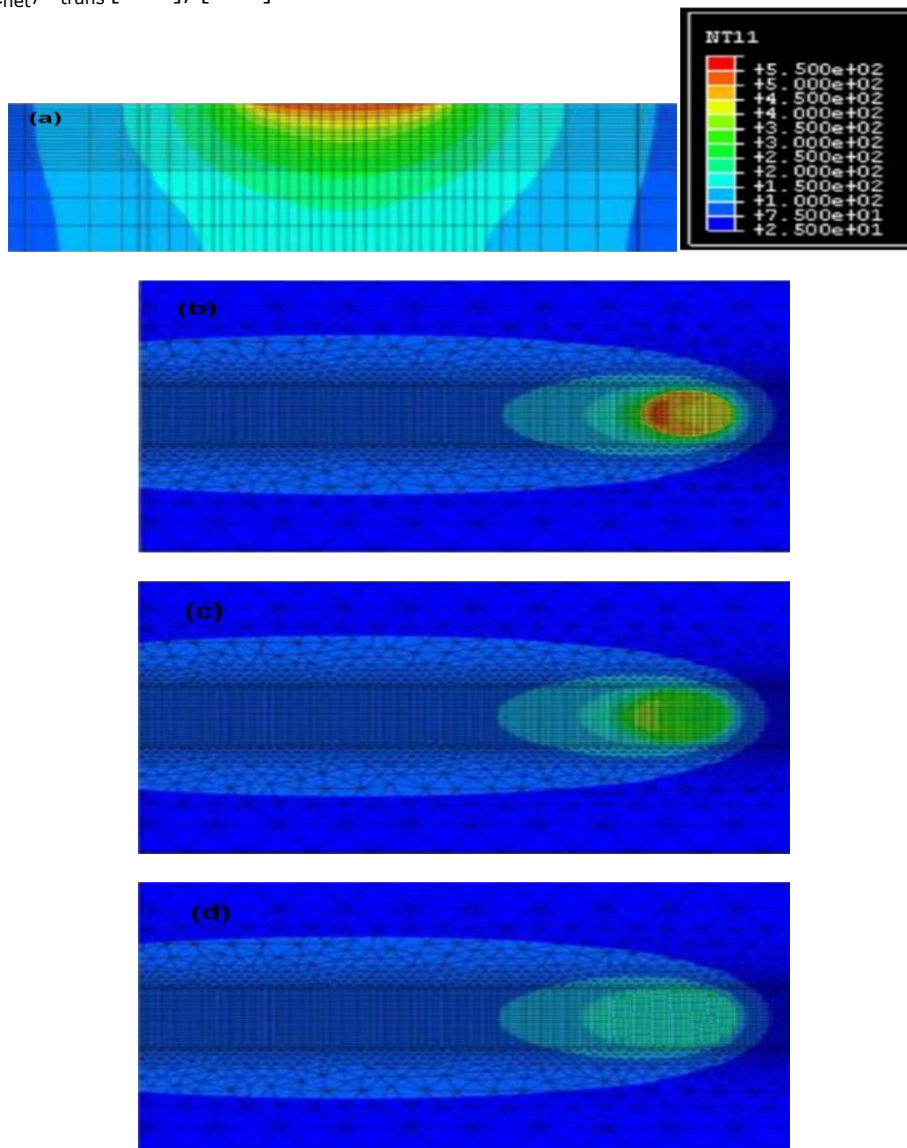


Figura 4.60. Imagini prezentând câmpul prezis în stare de echilibru dezvoltat pentru FSW cu  $V_{\text{sud}} = 150 \text{ mm/min}$ ,  $V_{\text{rot}} = 800 \text{ rot/min}$

Câmpul termic este prezentat (a) într-o secțiune transversală prin sursa de căldură, în timp ce (b), (c) și (d) sunt imagini cu o vedere în plan realizate pe suprafața superioară a plăcii, la adâncime de 2.5 mm în placă, respectiv pe suprafața inferioară a plăcii.

#### **4.8.2. Efectul vitezei de rotație și vitezei de sudare**

Câmpurile termice în stare de echilibru, preliminate pentru sudarea FSW a materialului compozit AA2124/SiC/25p-T4, unde energia de intrare a fost ajustată pentru a corela măsurătorile experimentale cu modelul conceput prin schimbarea parametrilor de proces, au fost prezentate în figurile de mai sus. Se constată că temperatura în timpul sudării a crescut în mod evident cu creșterea vitezei de sudare și/sau creșterea vitezei de rotație a uneltei de sudat. De exemplu, la o viteză de sudare de 50 mm/min și viteză de rotație de 1000 rot/min, temperatura maximă prezisă a fost de 460 °C. Pentru o creșterea vitezei de sudare la 100 mm/min și a vitezei de rotație la 1100 rot/min, a fost prezisă o temperatură maximă de 510 °C. O modificare similară a temperaturii maxime în timpul sudării a fost de asemenea constatată când viteza de rotație a fost redusă la 800 rot/min cu viteza de sudare de 150 mm/min. S-a constatat de asemenea că geometria câmpului termic care s-a dezvoltat în jurul sursei de căldură s-a schimbat odată cu creșterea vitezei de sudare. Când sursa de căldură a fost aplicată pe material în poziție staționară (penetrarea materialului de către pinul uneltei de sudat), geometria câmpului termic ce s-a dezvoltat în jurul sursei de căldură a fost circular într-un plan paralel cu suprafața. Prin aplicarea mișcării de translație asupra sursei de căldură, geometria câmpului termic a devenit de formă mai alungită și ovală, odată cu creșterea vitezei de sudare de la 50 mm/min la 100 mm/min. În timp ce viteza de sudare a crescut suplimentar, în afară de reducerea temperaturii maxime în timpul sudării, câmpurile termice au devenit mult mai localizate în jurul uneltei de sudare, formându-se o geometrie a câmpului termic foarte alungită, așa cum s-a constatat la viteza de sudare de 150 mm/min.

Cum era de așteptat, temperatura cea mai mare înregistrată în timpul procesului de sudare FSW este la interfața dintre umărul uneltei de sudare și piesa de lucru. Mergând puțin mai departe de sursa de căldură și departe de linia de sudare, temperatura este mai redusă. Cu specificarea configurației utilizate pentru această investigație, deplasarea în jos de la suprafață pe linia centrală de sudare înspre centrul zonei de amestecare, a dus la o scădere a temperaturii maxime cu 70 - 80 °C. Cu toate acestea, de la centrul spre marginea zonei de amestecare, temperatura maximă este redusă doar cu 15-20 °C. Prin urmare diferența de temperatură a fost identificată a fi cea mai mare între temperatura dezvoltată la suprafața materialului și baza zonei de amestecare, decât cea de la o margine la alta în zona amestecată. Acest lucru se datorează plăcii de sprijin de sub zona de amestecare, care acționează ca un absorbant de căldură, dar și odată cu îndepărtarea de la umărul uneltei, care generează cea mai mare parte a căldurii de frecare pentru proces.

## 5. Rezultate experimentale obținute pe materialul analizat aferente procedului de sudare cu ultrasunete (US)

### 5.1. Monitorizarea și măsurarea temperaturii în timpul procesului de sudare cu ultrasunete a materialului compozit AA2124/SiC/25p-T4

În această secțiune este prezentată măsurarea temperaturii generată în timpul sudării materialului compozit AA2124/SiC/25p-T4, la interfața îmbinărilor folosind metoda termografiei în infraroșu. Parametrii tehnologici utilizați la realizarea îmbinărilor sunt prezentați în Tabel 3.9. Măsurătorile de temperatură s-au realizat la toate îmbinările sudate (Figura 5.1. - Figura 5.7.). Din Figura 5.1. - Figura 5.4., s-a constatat că la nivelele minime ale valorilor parametrilor tehnologici temperatura maximă înregistrată a fost de cca. 330°C, iar la nivelele maxime, a fost înregistrată o temperatură maximă de cca. 440°C, iar aceste temperaturi au fost înregistrate la sfârșitul ciclului de sudare. La îmbinările realizate în punctul central, Figura 5.5. se înregistrează o temperatură maximă de cca. 360°C. La îmbinările realizate în afara domeniului experimental se înregistrează o valoare maximă a temperaturii de cca. 280°C, la probele 20 și 21, și de cca. 480°C la probele 22 și 23, Figura 5.6. De asemenea se constată că la începutul îmbinării temperatura crește brusc (în 50 ms) până la o temperatură de 85% din temperatura maximă dezvoltată în aceeași îmbinare, după care temperatura crește lent până la sfârșitul ciclului de sudare. În Figura 5.7., sunt evidențiate diagramele de evoluție a temperaturilor la îmbinările, care cuprind valori ale parametrilor tehnologici din domeniul experimental pentru a verifica gradul de încredere [141].

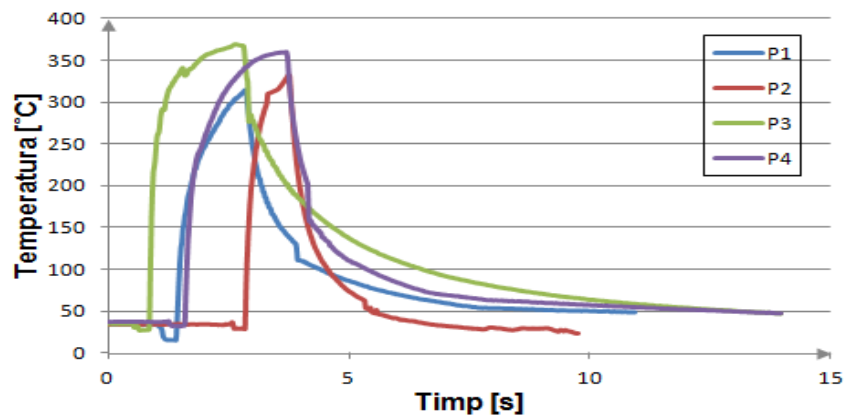


Figura 5.1. Evoluția temperaturii la interfața îmbinării probelor 1-4

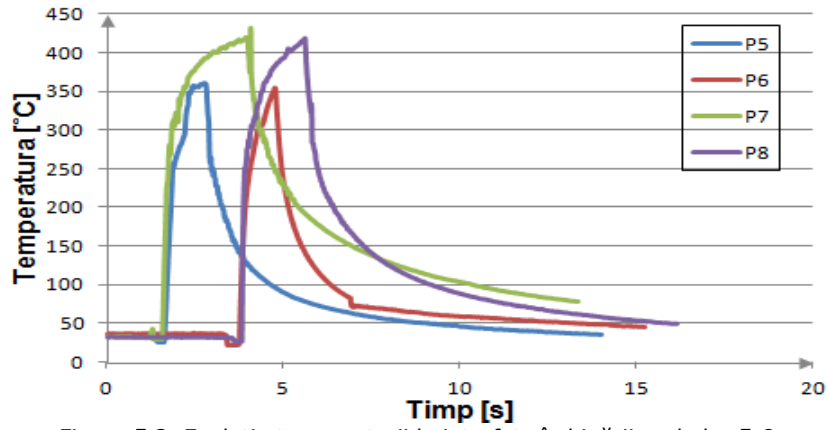


Figura 5.2. Evoluția temperaturii la interfața îmbinării probelor 5-8

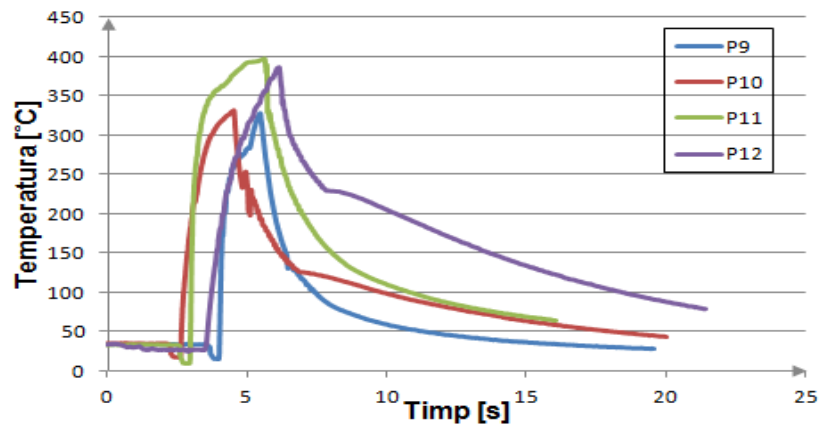


Figura 5.3. Evoluția temperaturii la interfața îmbinării probelor 9-12

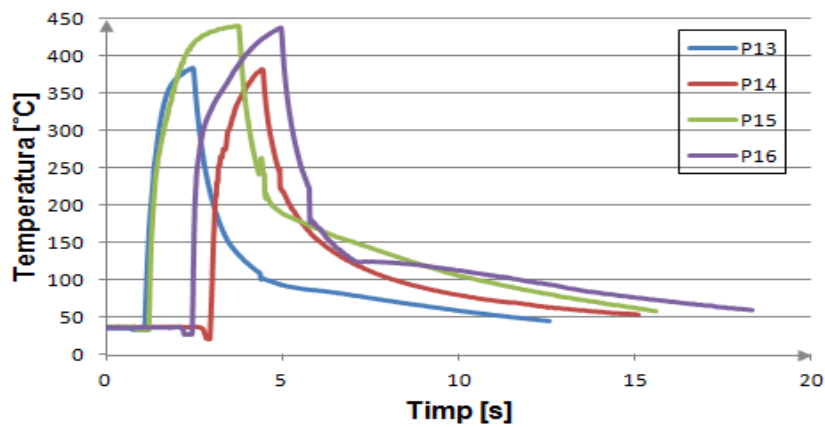


Figura 5.4. Evoluția temperaturii la interfața îmbinării probelor 13-16

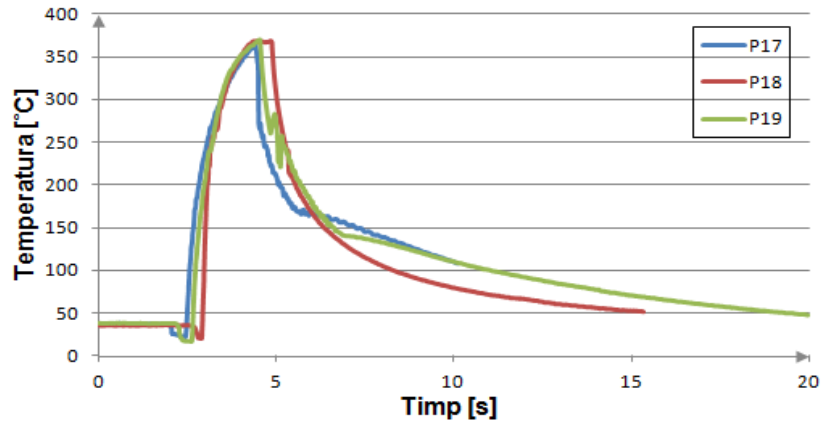


Figura 5.5. Evoluția temperaturii la interfața îmbinării probelor 17-19

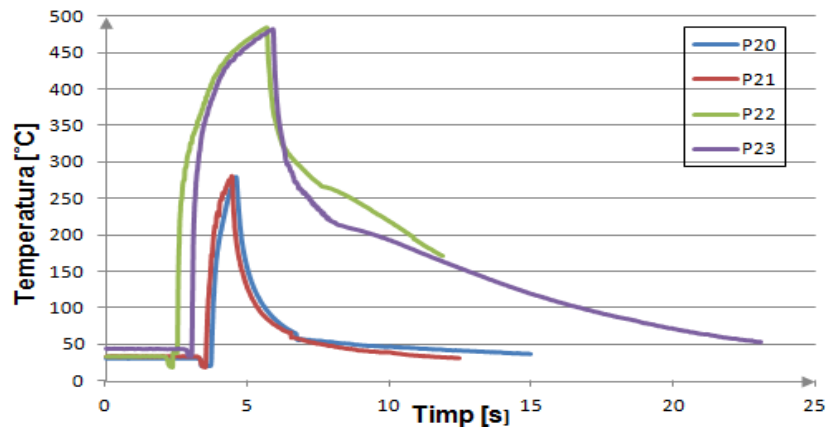


Figura 5.6. Evoluția temperaturii la interfața îmbinării probelor 20-23

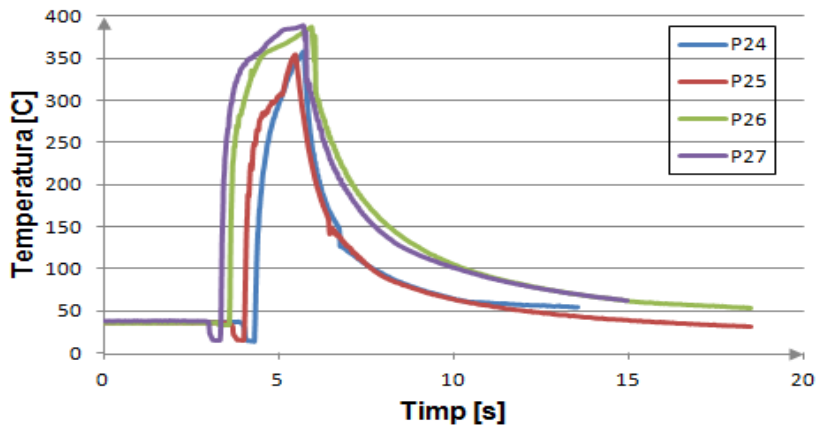


Figura 5.7. Evoluția temperaturii la interfața îmbinării probelor 24-27

Se concluzionează că temperatura cea mai mare este înregistrată la sfârșitul ciclului de sudare. S-a constatat că temperatura crește foarte repede la începutul procesului de îmbinare. O comparație între probele îmbinate arată că modificarea oricărui parametru de proces are repercursiuni asupra temperaturii și bineînțeles asupra calității îmbinării.

## 5.2. Efectul parametrilor de sudare asupra macrostructurii și microstructurii probelor îmbinate cu ultrasunete.

Investigarea macro și microstructurală s-a realizat la probele cu marcajul impar. Analizele metalografice s-au realizat în secțiuni transversală. Aspectul macroscopic la probelor sudate este prezentat în Figura 5.8., și sunt similare pe ambele fețe. Se identifică urme de strițiuni atât în partea superioară cât și în cea inferioară a probelor îmbinate, datorită contactului dintre materialul îmbinat cu sonotroda, respectiv cu nicovala echipamentului de sudat.



Figura 5.8. Aspectul macroscopic al probelor de AA2124/SiC/25p-T4, sudate cu ultrasunete

### Proba 1

Se constată o interfață netedă, fără regiuni neîmbinate a probei 1, Figura 5.9. Nu este identificat vreun defect tipic sudării MMC-urilor ca segregarea particulelor, pori sau reacții nedorite între matrice și particulele disperse. Zona marcată a fost analizată mai în detaliu scoțându-se în evidență modul de îmbinare al materialului de bază. Acesta nu suferă modificări structurale. Examinarea detaliată a interfeței sudurii, Figura 5.10., evidențiază o microstructură deformată complex, datorită unei deformații plastice severe și încălzirii datorită frecării. Din punct de vedere microscopic îmbinarea se prezintă corespunzător fiind obținută prin difuzia parțială a particulelor de SiC.

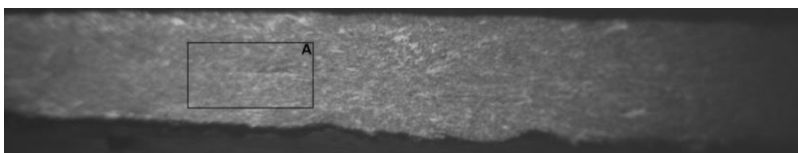


Figura 5.9. Secțiune transversală prin îmbinarea sudată. Proba 1. MOx25



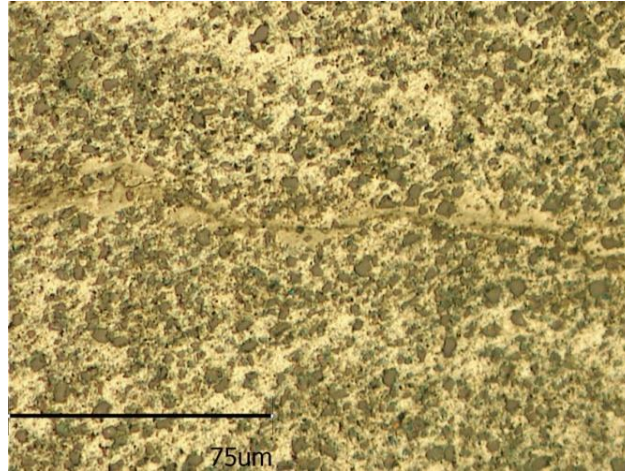


Figura 5.10. Microstructura îmbinării sudate în zona A Proba 1. MOx1750

### Proba 3

La îmbinarea probei 3, interfața este netedă și nu este identificat vreun defect, Figura 5.11. Îmbinarea se prezintă corespunzător la examinarea vizuală, iar difuzia particulelor de SiC este puțin mai mare decât la proba 1, Figura 5.12. Aceasta se datorează mării timpului de sudare. Este evident că odată cu creșterea timpului de sudare, crește și suprafața de difuzie, care explică modul în care se poate obține o aderență atomică între metale la sudarea cu ultrasunete.

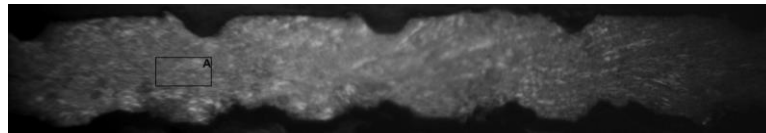


Figura 5.11. Secțiune transversală prin îmbinarea sudată. Proba 3. MOx25

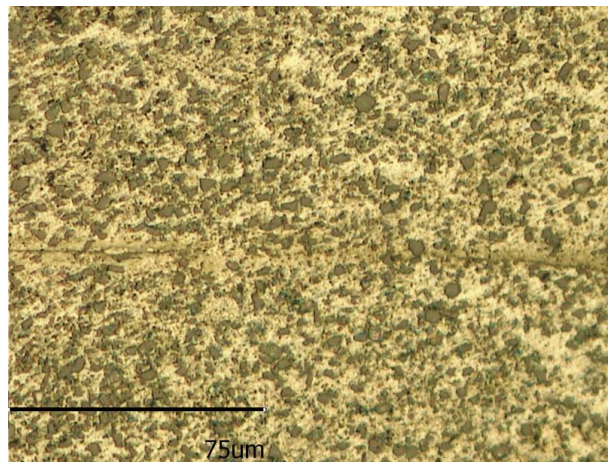


Figura 5.12. Microstructura îmbinării sudate în zona A. Proba 3. MOx1750

**Proba 5**

Interfața îmbinării este de asemenea netedă. Îmbinarea se prezintă corespunzător la examinarea vizuală, fără defecte Figura 5.13. Difuzia particulelor de SiC este parțială și acest lucru se datorează unei presiuni de sudare mai mare. În Figura 5.14., la interfața îmbinării se observă apariția unor zone cu grăunți fini de SiC.

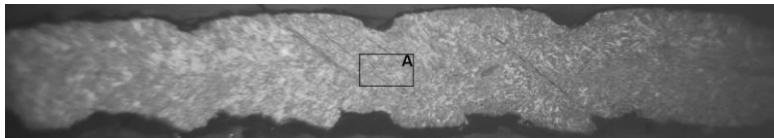


Figura 5.13. Secțiune transversală prin îmbinarea sudată MOx25

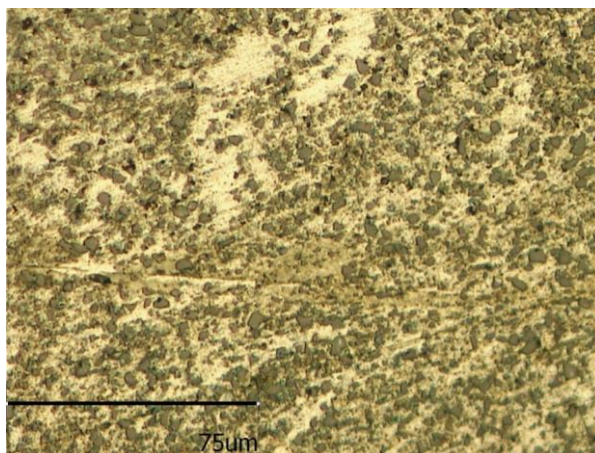


Figura 5.14. Microstructura îmbinării sudate în zona A MO x1750

**Proba 7**

Interfața acestei îmbinări nu este netedă. Îmbinarea se prezintă corespunzător fără defecte, Figura 5.15. Se remarcă o distribuție uniformă a particulelor de SiC și apariția unei structuri recristalizate dinamic cu grăunți fini de SiC pe toată lungimea interfeței îmbinării, Figura 5.16 (ca și în nucleul îmbinărilor FSW). Acest lucru se datorează unui efect simultan de încălzire prin frecare și deformare plastică severă cauzată de creșterea timpului de sudare și creșterea presiunii de sudare. Se constată creșterea stratului de difuzie a particulelor de SiC. Creșterea difuziei la această îmbinare se datorează creșterii timpului de sudare, care implicit duce la creșterea timpului de difuzie atomică. Un alt motiv este coeficientul de difuzie atomică care crește exponențial cu creșterea temperaturii, în timp ce temperatura la interfața îmbinării crește semnificativ cu creșterea timpului de sudare.

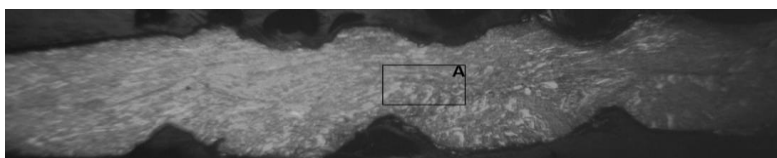


Figura 5.15. Secțiune transversală prin îmbinarea sudată MOx25

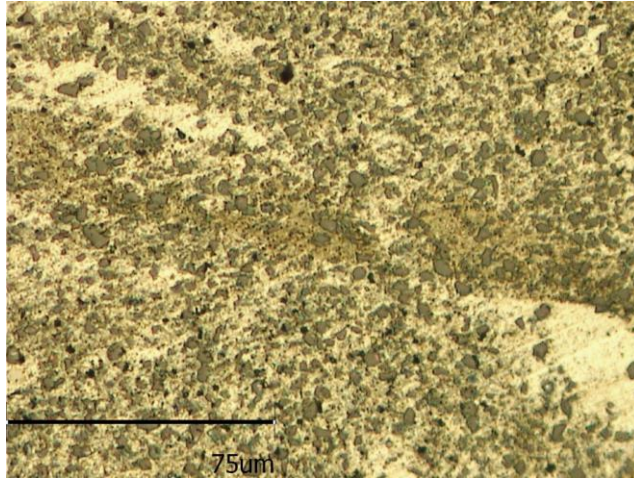


Figura 5.16. Microstructura îmbinării sudate în zona A MO x1750

**Proba 9**

Din punct de vedere microscopic îmbinarea este realizată. Îmbinarea nu prezintă defecte, Figura 5.17. În Figura 5.18. se constată că interfața îmbinării este netedă și că difuzia particulelor este aproape inexistentă pe toată lungimea interfeței.

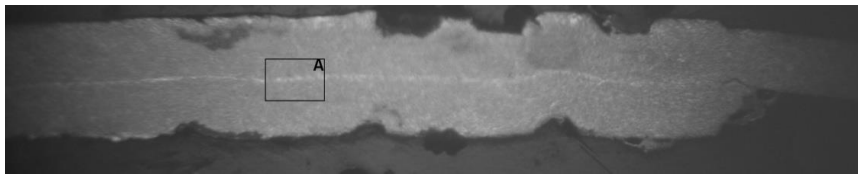


Figura 5.17. Secțiune transversală prin îmbinarea sudată MOx25

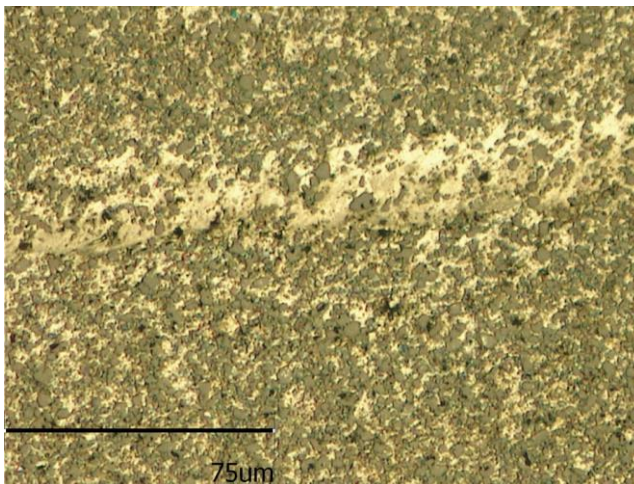


Figura 5.18. Microstructura îmbinării sudate în zona A MO x1750

**Proba 11**

Îmbinarea se prezintă corespunzător fără defecte, Figura 5.19. În zona îmbinată s-a format acea zonă recristalizată dinamic cu particule fine de SiC distribuite uniform pe toată lungimea interfeței îmbinării, Figura 5.20.

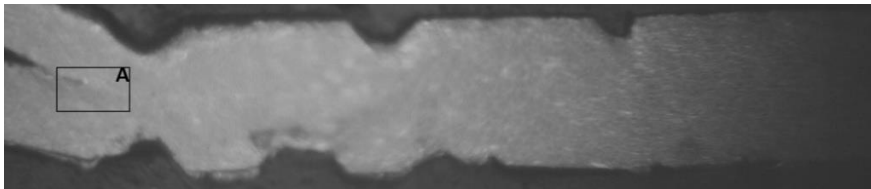


Figura 5.19. Secțiune transversală prin îmbinarea sudată MOx25

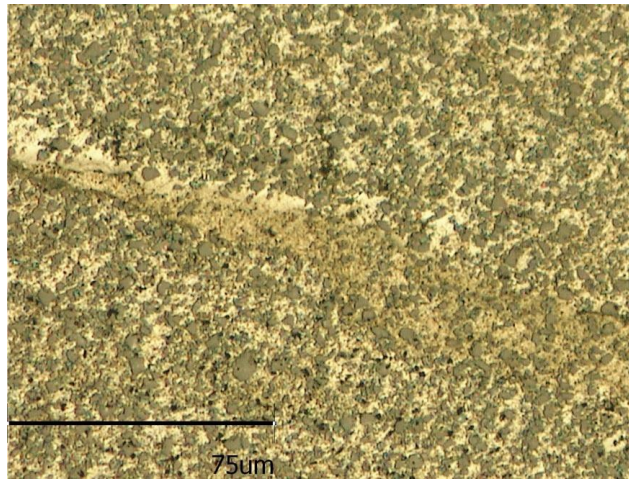


Figura 5.20. Microstructura îmbinării sudate în zona A MO x1750

**Proba 13**

Îmbinarea se prezintă corespunzător, fără defecte, Figura 5.21. Se remarcă o distribuție uniformă a particulelor de SiC și apariția unei structuri recristalizate dinamic cu grăunți fini de SiC pe toată lungimea interfeței îmbinării, Figura 5.22.

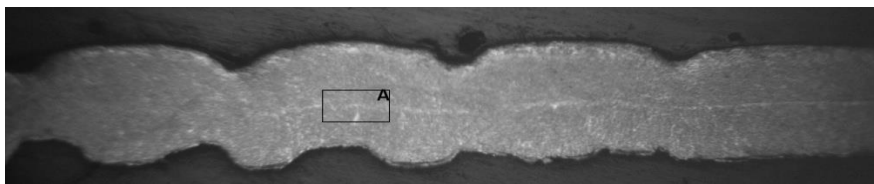


Figura 5.21. Secțiune transversală prin îmbinarea sudată MOx25

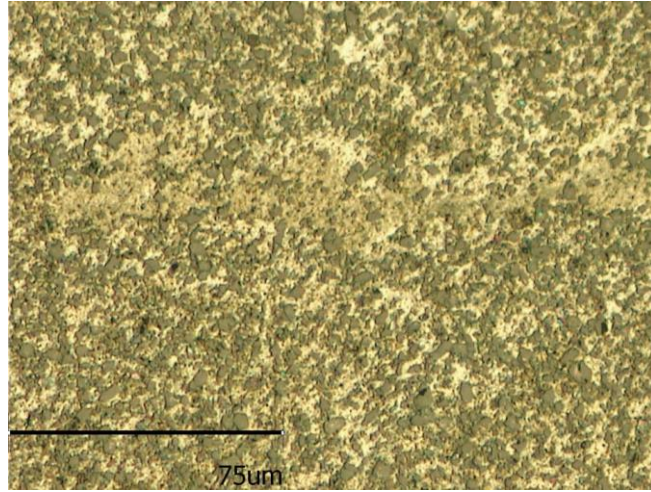


Figura 5.22. Microstructura îmbinării sudate în zona A MO x1750

**Proba 15**

În Figura 5.23. se prezintă imaginea macroscopică a probei 15. Îmbinarea nu prezintă defecte. Se constată o deformare plastică severă și difuzia mare a particulelor de SiC, datorită valorilor mari ai parametrilor de sudare, iar interfața îmbinării aproape nu mai există, Figura 5.24. Se observă structura recristalizată dinamic cu o distribuție uniformă a particulelor de SiC.

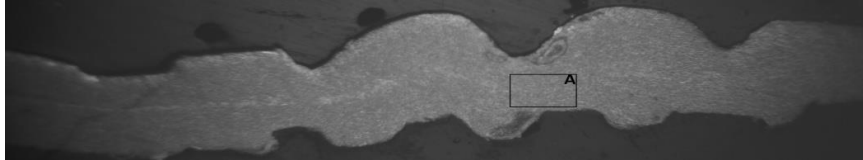


Figura 5.23. Secțiune transversală prin îmbinarea sudată MOx25

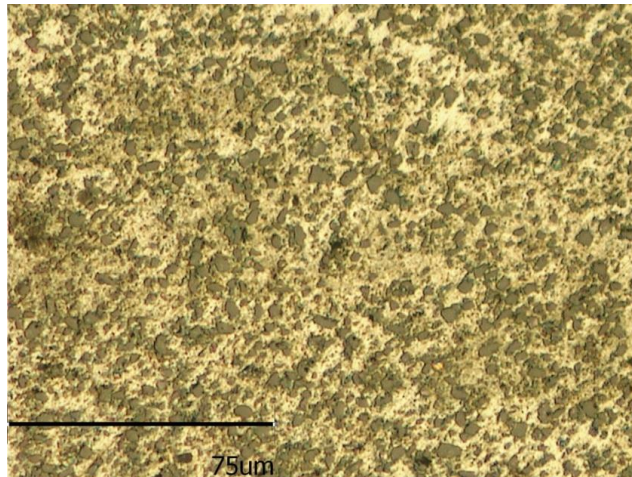


Figura 5.24. Microstructura îmbinării sudate în zona A MO x1750

### 5.3. Caracterizarea mecanică a îmbinărilor realizate cu ultrasunete

#### 5.3.1. Efectul parametrilor de proces asupra microdurității la sudarea cu ultrasunete a materialului compozit AA2124/SiC/25p-T4

În Figura 5.25. - Figura 5.28. sunt prezentate distribuții ale microdurității transversal interfeței îmbinării materialului compozit AA2124/SiC/25p-T4 sudat cu ultrasunete la parametrii de proces detaliați în Tabel 3.9. La probele îmbinate se constată diferențe semnificative a valorilor de duritate între zonele îmbinărilor, ceea ce concordă și cu imaginile micrografice. La materialul neafectat de procesele de îmbinare se constată de asemenea o anumită dispersie a valorilor de duritate. Cauza dispersiei se poate pune pe seama prezenței particulelor de SiC cu conținut de 25 %, de mărimi și poziționări aleatoare.

Pe măsura intensificării parametrilor tehnologici ai procesului de îmbinare, sporește dispersia valorilor de duritate. Totodată, este de reținut imposibilitatea detașării unei tendințe generale asupra diferențelor dintre valorile de duritate determinate în zonele îmbinărilor. În zona încălzită au fost identificate valorile cele mai ridicate ale durității, între 10 ÷ 15 % peste ale materialului de bază.

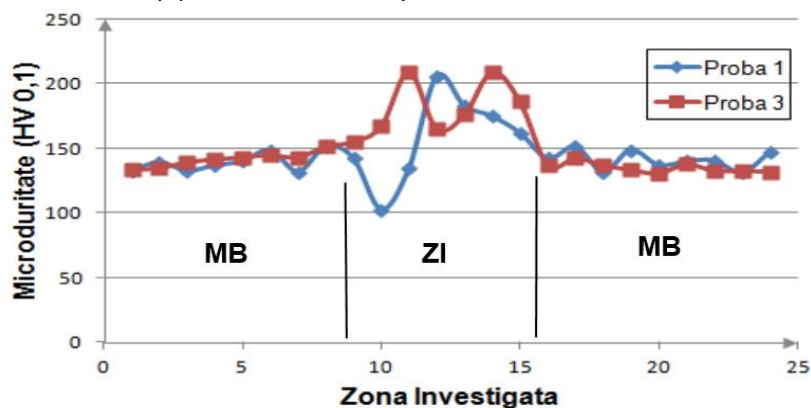


Figura 5.25. Distribuția durității transversal liniei de îmbinare la Proba 1 și Proba 3

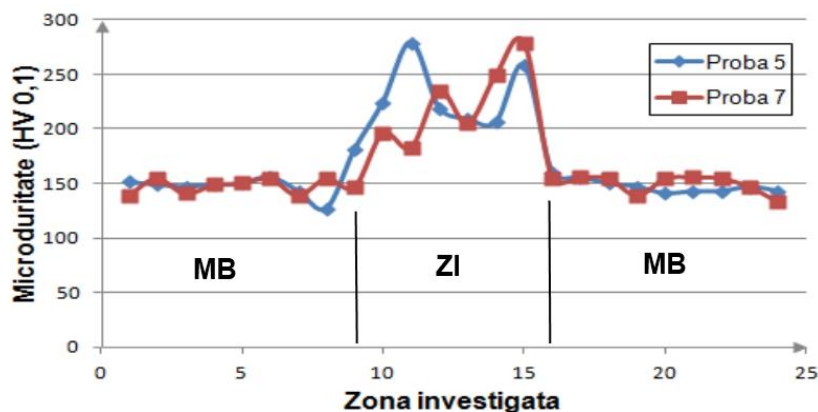


Figura 5.26. Distribuția durității de-a lungul liniei de îmbinare la Proba 5 și Proba 7

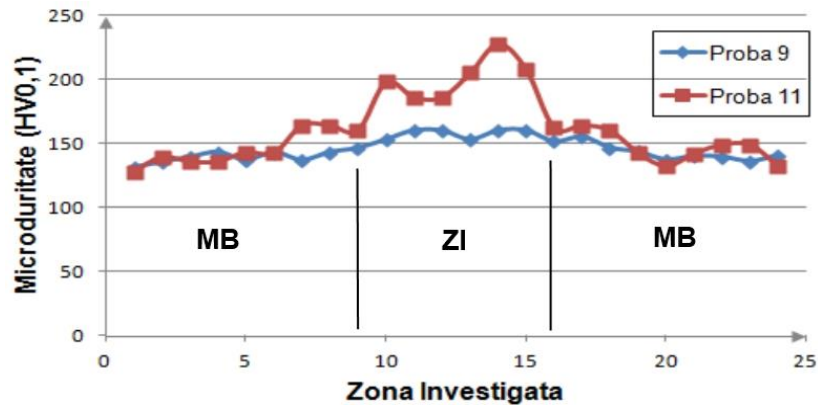


Figura 5.27. Distribuția durtății de-a lungul liniei de îmbinare la Proba 9 și Proba 11

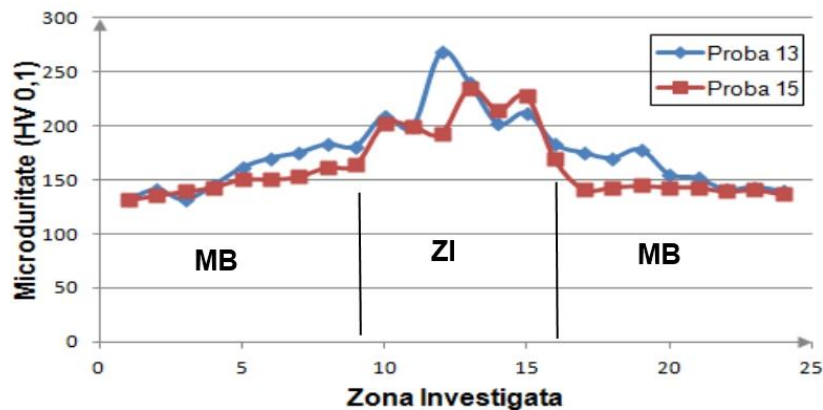


Figura 5.28. Distribuția durtății de-a lungul liniei de îmbinare la Proba 13 și Proba 15

Valorile cele mai reduse ale durtății au fost înregistrate în materialul de bază. Astfel, durtatea la toate probele în materialul de bază s-a situat între 130 ÷ 150 HV0,1. În zona îmbinată durtatea diferă de la o probă la alta, în funcție de parametrii de proces. Conform reprezentării din Figura 5.25., durtatea în zona îmbinată s-a situat între 170 ÷ 210 HV0,1 la ambele probe îmbinate. În reprezentarea din Figura 5.26., durtatea în zona îmbinată s-a situat între 180 ÷ 280 HV0,1 la ambele probe îmbinate. În reprezentarea din Figura 5.27., durtatea în zona îmbinată s-a situat între 180 ÷ 230 HV0,1 la proba 11, iar la proba 9 a crescut doar cu ≈10% față de a materialului de bază. În reprezentarea din Figura 5.28., durtatea în zona îmbinată s-a situat între 180 ÷ 270 HV0,1 la proba 13, iar la proba 15 între 190 ÷ 240 HV0,1 [141].

### 5.3.2. Efectul parametrilor de proces asupra forței de rupere la sudarea cu ultrasunete a AA2124/SiC/25p-T4 MMC

Încercarea la tracțiune/forfecare a fost realizată pentru a determina calitatea îmbinării. În Tabel 5.1. sunt prezentate rezultatele încercărilor la tracțiune/forfecare a probelor sudate cu ultrasunete. În timpul încercărilor de tracțiune, deformația maximă s-a concentrat la marginea zonei îmbinate și ruperea s-a produs în această zonă. S-a constatat că grosimea este mai redusă în zona de cedare, iar propagarea

152 Rezultate experimentale obținute pe materialul analizat

fisurii s-a realizat rapid, perpendicular pe direcția de încărcare a forței. În Figura 5.29. - Figura 5.33. sunt prezentate diagramele de evoluție a forței de tracțiune/forfecare în funcție de alungirea probelor sudate cu ultrasunete și a materialului de bază.

Tabel 5.1. Rezultatele încercării la tracțiune a probelor sudate cu ultrasunete

Material/Proba	Timp sudare [s]	Presiune sudare [bar]	Amplitudine [%]	Forța maximă [N]	Eficiența îmbinării [%]
AA2124/SiC/25p Material de bază (MB 1)	-	-	-	355	-
AA2124/SiC/25p Material de bază (MB 2)				375	
AA2124/SiC/25p (P 2)	1,5	2	70	223	61,09
AA2124/SiC/25p (P 4)	2,4	2	70	257	70,41
AA2124/SiC/25p (P 6)	1,5	3	70	150	41,09
AA2124/SiC/25p (P 8)	2,4	3	70	234	64,10
AA2124/SiC/25p (P 10)	1,5	2	85	189	51,78
AA2124/SiC/25p (P 12)	2,4	2	85	223	61,09
AA2124/SiC/25p (P 14)	1,5	3	85	233	63,83
AA2124/SiC/25p (P 16)	2,4	3	85	268	73,42

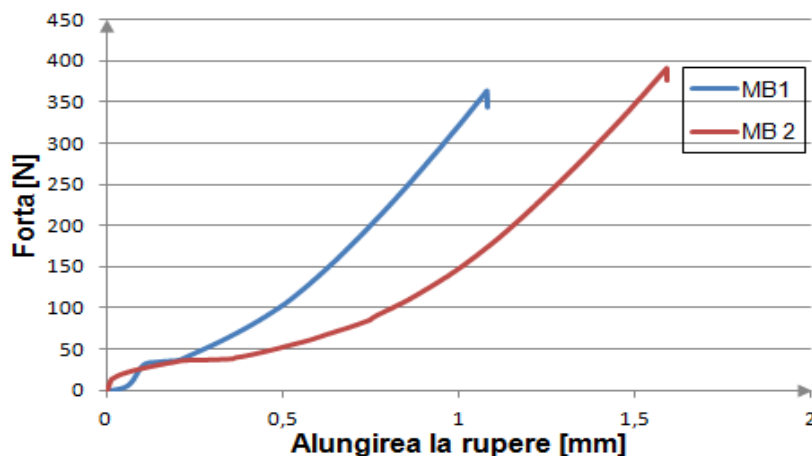


Figura 5.29. Diagrama curbei forță-alungire la rupere a materialului de bază MB1 și MB2



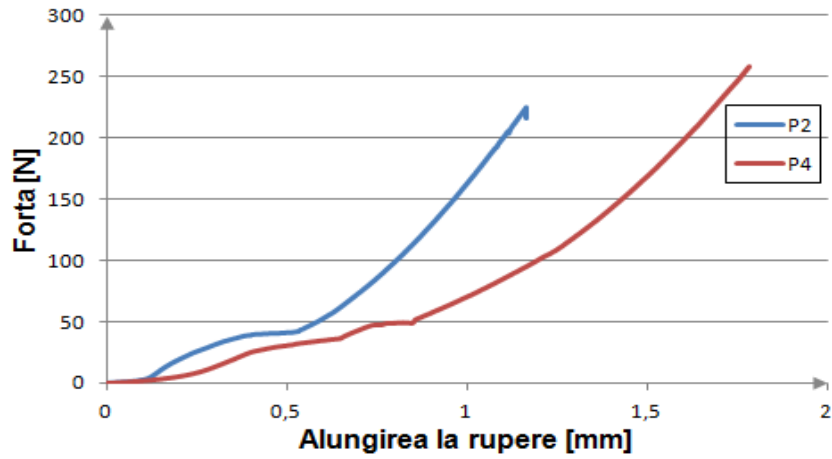


Figura 5.30. Diagrama curbei forță-alungire la rupere a probelor P2 și P4

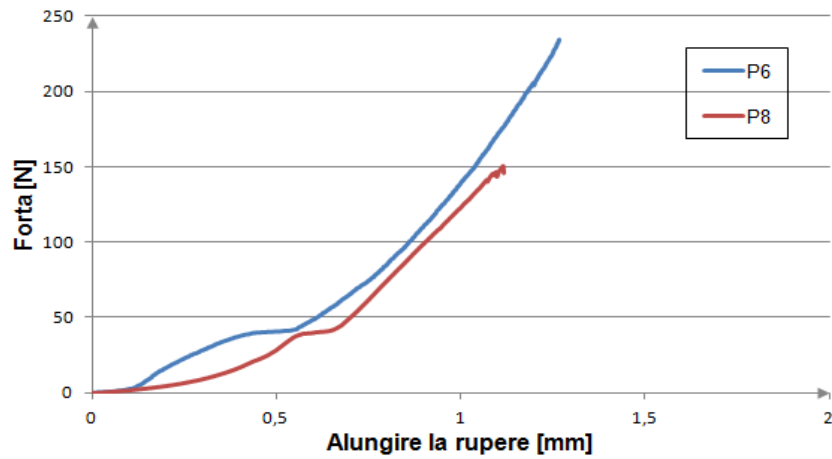


Figura 5.31. Diagrama curbei forță-alungire la rupere a probelor P6 și P8

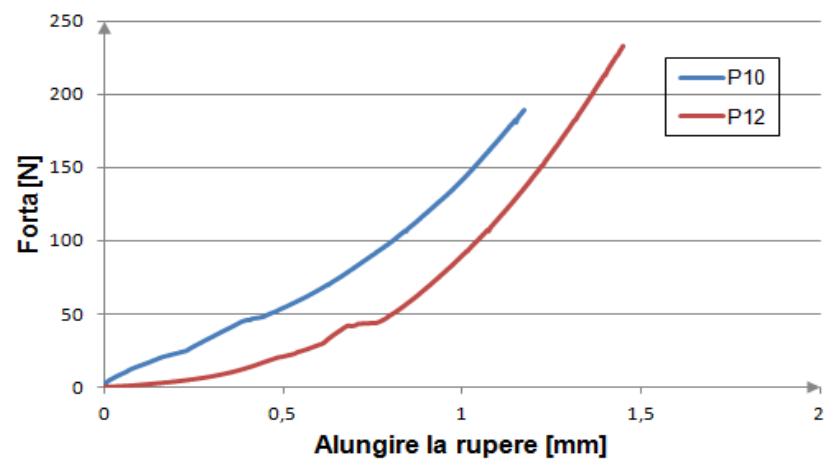


Figura 5.32. Diagrama curbei forță-alungire la rupere a probelor P10 și P12

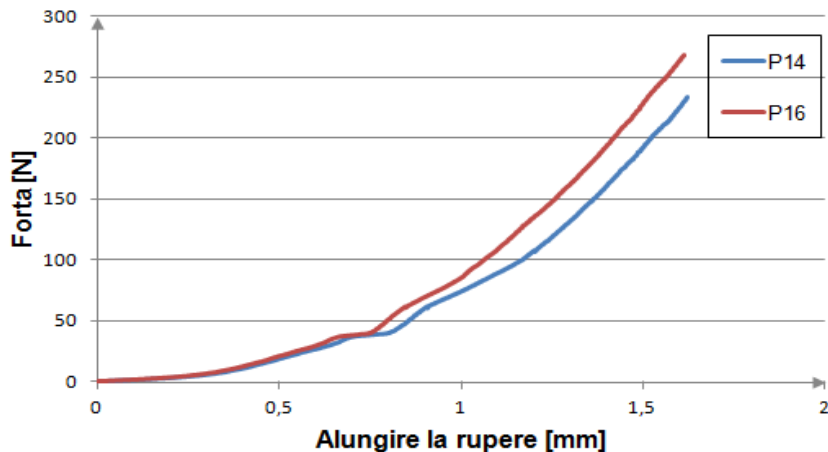


Figura 5.33. Diagrama curbei forță-alungire la rupere a probelor P14 și P16

Din figurile de mai sus se constată că rezistența maximă la tracțiune depinde de temperatura dezvoltată în timpul îmbinării. Curbele forță-alungire la rupere inițial cresc liniar până înainte de încărcarea maximă, după care se propagă fisura și are loc ruperea finală. Forma suprafeței îmbinate nu se schimbă, deoarece fisura se propagă la marginea zonei îmbinate acolo unde s-a constatat o grosime mai mică a benzilor [141].

#### 5.4. Rezultate experimentale obținute la optimizarea procesului de sudare cu ultrasunete, interpretări și concluzii

Rezultatele experimentale consemnate au făcut obiectul programului de analiză statistică a parametrilor de proces în Minitab [121]. Experimentul realizat după un plan factorial complet a permis studiul tuturor interacțiunilor între factorii de influență. S-au analizat ierarhizarea factorilor de influență și interacțiunile dintre aceștia prin diagrama Pareto standardizată, inclusiv corelația rezultată între funcția obiectiv și factorii de influență.

Pe baza interpretărilor făcute de acest program s-au putut desprinde următoarele concluzii:

- Dintre cei trei parametri de proces, efectul cel mai semnificativ asupra parametrului de ieșire analizat (temperatura dezvoltată în timpul procesului de sudare  $T_{sud}$ ) este timpul de sudare, care ocupă un loc distinct, urmat de presiunea de sudare, iar în cele din urmă amplitudinea vibrațională. Interacțiunea dintre cei trei factori de influență are un efect semnificativ, iar interacțiunile de ordinul doi sunt ne semnificative, Figura 5.34.

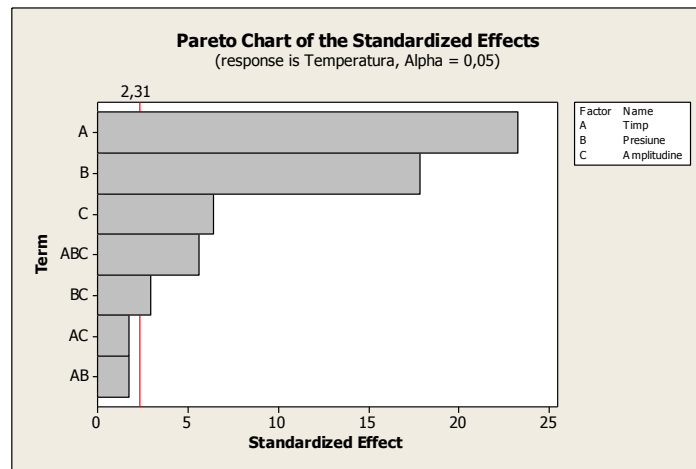


Figura 5.34. Influența parametrilor de proces

**Modelul matematic pentru temperatura dezvoltată în timpul procesului de sudare  $T_{sud}$**

**Relația matematică de corelație în mărimi codificate și coeficienții de corelație**

$$T_{sud} = 377,13 + 28,31A + 24,71B + 6,95C + 9,41AB + 2,66AC + 1,01BC - 4,1ABC \quad (5.1)$$

- Creșterea timpului de sudare și a presiunii de sudare determină creșterea temperaturii, lucru care nu îl putem spune și la creșterea amplitudinii vibraționale. Legea de modificare a temperaturii în funcție de acești parametri este ilustrată în Figura 5.35.

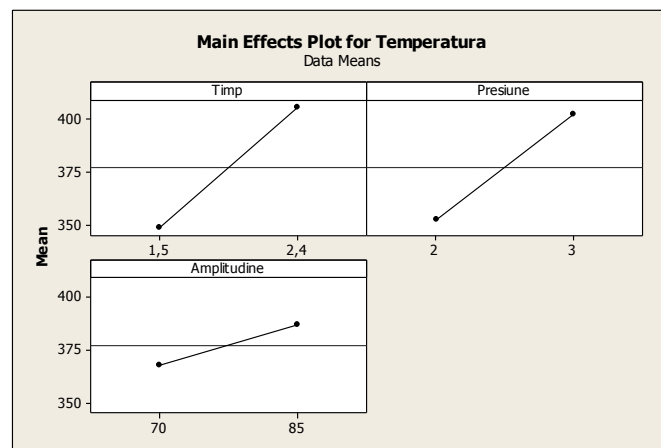


Figura 5.35. Legile de variație ale temperaturii

- Se constată doar interacțiuni slabe în intervalul de variație a parametrilor de proces, Figura 5.36.

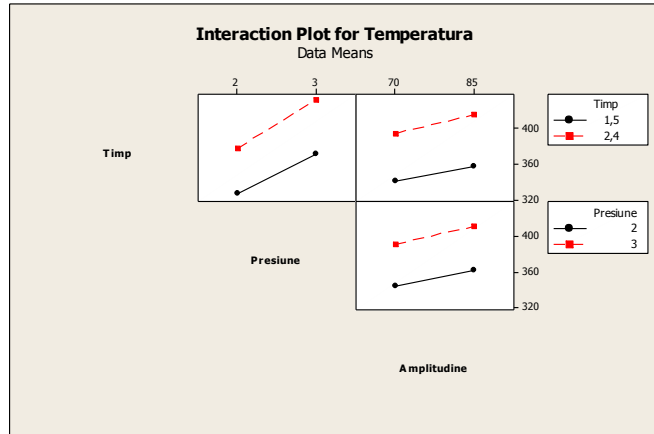


Figura 5.36. Diagrama interacțiunilor între parametrii procesului

Metoda suprafețelor de răspuns permite o interpretare mai facilă a formulei de corelație. Metoda constă într-o reprezentare bidimensională, respectiv tridimensională transformată pe baza modelului matematic unde doi parametri sunt considerați variabile, restul fiind considerați constanți pentru valorile în punctul central. Aceasta este o formulă de gradul unu, termenul de gradul unu fiind reprezentat prin produsul celor doi factori. Interpretarea practică se referă la minimele sau maximele surprinse în domeniul de variație. Dacă în domeniul de variație nu sunt minime sau maxime atunci suprafața de răspuns va arăta numai o tendință crescătoare sau descrescătoare referitoare la funcția obiectiv [142].

- Valorile combinațiilor de către doi parametri pentru care se obțin diferite valori ale temperaturii în timpul procesului de sudare ne-au fost furnizate de către program și sunt prezentate în Figura 5.37. (reprezentare bidimensională), respectiv Figura 5.38. (versiunea tridimensională);

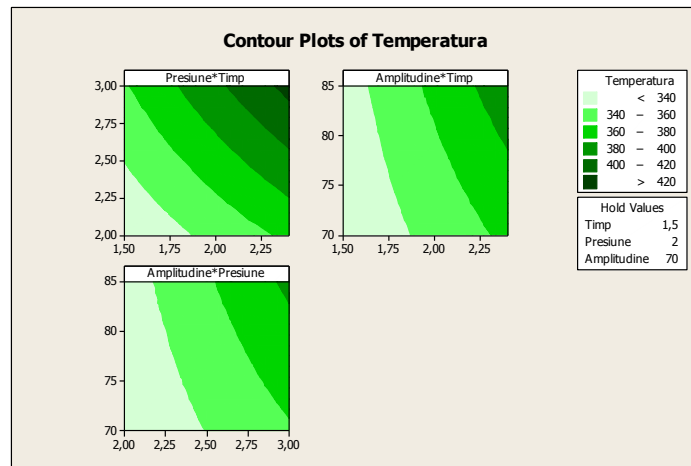


Figura 5.37. Dependența parametrilor de proces pentru diferite valori ale temperaturii (2D)

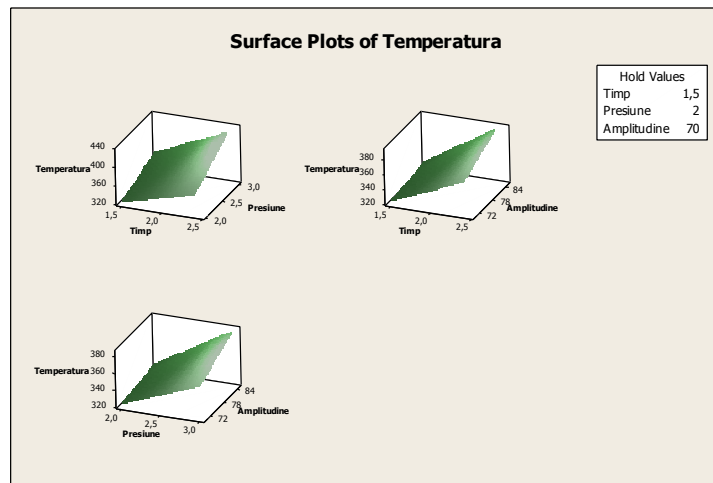


Figura 5.38. Dependența parametrilor de proces pentru diferite valori ale temperaturii (3D)

- În final programul oferă combinația optimă de valori ale parametrilor pentru obținerea unei anumite temperaturi în timpul procesului de sudare Figura 5.39.

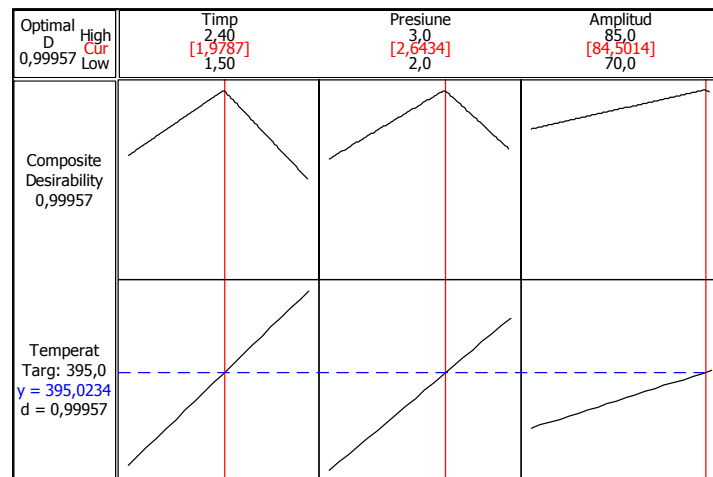


Figura 5.39. Valorile optime pentru parametrii de proces

Așa cum era de așteptat, influența cea mai mare asupra temperaturii dezvoltate în timpul procesului de sudare o au timpul de sudare și presiunea de sudare. Amplitudinea vibrațională joacă un rol secundar, ajustând într-o mai mică măsură valorile parametrului de ieșire. Totuși, utilizarea ei se justifică prin configurația soluției optime (Figura 5.39.).

## **6. Concluzii, contribuții originale și direcții viitoare de cercetare**

### **6.1. Concluzii**

Programul de cercetare doctorală a avut ca obiect experimental materialul compozit AA2124/SiC/25p-T4 având matricea metalică din aluminiu, cu particule de carburi de siliciu. Aceasta reprezintă o categorie de material, de interes deosebit pentru mai multe domenii industriale. Din studiul literaturii de specialitate, numeroase mai ales în ultimii zece ani, a rezultat interesul pentru această categorie de materiale, pe fondul unor probleme rezolvate, dar unele nerezolvate în privința realizării îmbinărilor nedemontabile, ceea ce impune continuarea cercetărilor în acest domeniu.

Studiul întreprins a identificat materialul în cauză constituit dintr-o fază rezistentă și rigidă dispersată sub formă de particule armate aleatoriu într-o matrice mai ductilă. În condițiile existenței unei legături matrice-armătură are loc un transfer al solicitărilor mecanice de la matrice la particule, aceste materiale manifestând astfel o rezistență mecanică apropiată de cea a armăturii.

O examinare aprofundată a literaturii de specialitate așa cum este prezentat în Capitolul 2 conține:

- un studiu de sinteză a modului de obținere a unor MMC-uri cu focalizare pe cele cu matrice din aliaje de Al și clasificarea lor. Se arată că din cauza densității lor reduse și a proprietăților mecanice cuprinse într-un spectru larg, datorită rezistenței mari la coroziune și la temperaturi ridicate, a sudabilității ridicate, precum și posibilităților extinse de prelucrare mecanică, materialele compozite cu matrice din aliaje de Al se utilizează pe scară largă deși prezintă dezavantajul fragilității datorat peliculelor de oxizi. Sunt trecute în revistă aplicații posibile mai ales în sectorul construcțiilor de autovehicule, construcții civile, precum și în industria aeronautică și spațială.
- s-a realizat un studiu de sinteză asupra celor mai răspândite procedee de sudare ale MMC-urilor realizându-se o scurtă descriere a procedurii și rezultatele obținute de către alți cercetători la sudarea acestor tipuri de materiale, insistându-se puțin mai detaliat asupra a două dintre ele: sudarea prin frecare cu element activ rotitor și sudarea cu ultrasunete. Acest studiu a evidențiat dificultățile îmbinării materialelor compozite cu matrice metalică, mai ales la procedeele convenționale prin topire. Această dificultate se datorează vâscozității ridicate a topiturii la temperatură superioară celei de topire, datorită efectului de segregare la resolidificarea topiturii, datorită interacțiunilor între matricea de bază și materialele de ranforsare. Se constată o slabă preocupare de oferire a soluțiilor aplicabile industrial de sudare în stare solidă, în domeniul materialelor compozite.

- o parte importantă a acestui capitol este elaborarea unui studiu actual al cercetărilor în domeniul analizei numerice a câmpului termic în domeniul proceselor de sudare prin frecare cu element activ rotitor, precum și prezentarea unui studiu pe baza unui model matematic, utilizat în soluționarea câmpului termic la sudarea FSW.

Obiectivul general a fost elaborarea de tehnologii adecvate de îmbinare prin sudare care să deschidă calea aplicațiilor industriale posibile. Pe aceasta bază au fost definite obiectivele specifice ale cercetării doctorale, care au vizat abordări teoretice (modelarea matematică a proceselor termice asociate proceselor tehnologice), respectiv confirmarea premizelor anterioare prin experimentări practice, pe baza unui program experimental elaborat de autor. Asociat acestor obiective, teza de doctorat și-a propus oferirea de soluții de îmbinare a materialului compozit AA2124/SiC/25p-T4 folosind procedeul de sudare prin frecare cu element activ rotitor (FSW), respectiv cu ultrasunete. Pentru evaluarea calității îmbinărilor sudate au fost incluse examinări metalografice, încercări mecanice, analiza prin difracție cu raze X.

Programul experimental al cercetării doctorale a fost detaliat în Capitolul 3. Pe lângă parametrii tehnologici utilizați, structura și proprietățile materialului se prezintă infrastructura de cercetare, cu aptitudinile tehnologiile aplicate pentru realizarea îmbinărilor.

A fost dezvoltat un model matematic aplicat prin metoda elementelor finite pentru sudarea cap la cap, prin procedeul FSW, a materialului compozit AA2124/SiC/25p-T4.

S-au stabilit ecuațiile matematice pentru factorii de influență în sistemul modelat și a termenilor ce intervin în modelul numeric cu elemente finite.

S-au modelat componentele de sudare, ceea ce a permis determinarea evoluției în timp a câmpului termic.

S-au determinat ecuațiile matematice care stau la baza calculului gradientului termic, s-au dedus condițiile limită ce trebuie impuse procesului de modelare și s-a implementat evoluția aportului de căldură în modelul termic.

La sudarea cu ultrasunete s-a pus un program experimental care a avut ca scop principal studiul influenței parametrilor reglabili ai instalației asupra procesului de sudare. Prin aceasta s-a urmărit pe de o parte punerea în evidență a condițiilor limită în care procesul este realizabil, iar pe de altă parte studiul procesului de sudare.

Cele enumerate anterior au ca suport:

- apelarea la metode de analiză asupra probelor sudate cap la cap, măsurarea în situ a temperaturii în timpul proceselor de sudare, iar pentru un control riguros al procesului FSW s-a optat și pentru măsurarea consumului de energie în timpul sudării, examinarea metalografică și evaluarea caracteristicilor mecanice;
- s-a avut în vedere ca modalitatea de experimentare să fie utilă pentru realizarea unor modele și pentru a putea realiza interpretări asupra fenomenelor fizice care au loc în timpul procesului.

Rezultatele obținute pe materialul analizat aferente procedurii FSW sunt prezentate în Capitolul 4. Se evidențiază următoarele contribuții importante:

## 160 Concluzii, contribuții originale și direcții viitoare de cercetare

---

- au fost concepute și prezentate tehnologiile de sudare pentru materialul compozit AA2124/SiC/25p-T4;
- au fost realizate 5 probe distincte de îmbinare, diferențiate prin: parametri tehnologici, temperatura maximă rezultată în timpul procesului de sudare și consumul de energie electrică în fiecare etapă a procesului;
- comparând toate imaginile macrografice a tuturor îmbinărilor cu parametri tehnologici utilizați s-a constatat că doar la îmbinările unde s-a folosit viteza de rotație de 1000 rot/min și viteza de sudare de 50 mm/min, respectiv turația uneltei de sudare de 800 rot/min și 150 mm/min, calitatea îmbinării a fost adecvată, ceea ce s-a confirmat de diagramele de evoluție a temperaturii și de rezultatele încercării la tracțiune;
- s-a constatat că evaluarea microstructurală a probelor îmbinate FSW, evidențiază că zona amestecată (SZ) a îmbinărilor este identificată prin distribuția diferită și omogenă a particulelor de SiC, concomitent cu reducerea semnificativă a mărimii acestor particule sub acțiunea uneltei de sudat;
- prin analiza prin spectroscopie cu energie dispersivă (EDS) s-a constatat că microstructura materialului de bază analizat și a îmbinărilor sudate investigate, constă doar din compuși intermetalici;
- prin analiza XRD s-a relevat prezența fazei  $\text{CuAl}_2$  și  $\text{Al}_2\text{CuMg}$ , împreună cu faza  $\alpha$ , respectiv SiC în materialul de bază, dar și Si în îmbinări, datorită procesului de amestecare ce are loc în timpul sudării;
- au fost elaborate reprezentări grafice ale profilelor microdunității probelor sudate ca și corelații cu parametri tehnologici, evidențiind că valorile cele mai mari ale microdunității  $\text{HV}_{0,1}$  a fost în zona afectată termomecanic pe partea de retragere a uneltei de sudare;
- s-a constatat că rezultatele încercărilor la tracțiune relevă că valoarea maximă a rezistenței îmbinărilor este apropiată de cea a materialului de bază, obținându-se o eficiență a îmbinării de  $\approx 90\%$ , iar ruperea s-a produs în zona afectată termomecanic (TMAZ), unde a avut loc și deformația maximă;
- au fost estimate câmpurile termice și profilul temperaturii în timpul sudării FSW a materialului compozit AA2124/SiC/25p-T4 utilizând modelare numerică cu elemente finite;
- verificarea experimentală a distribuției temperaturilor în îmbinările sudate, confirmă rezultatele obținute prin analiza cu element finit, ceea ce înseamnă că modelarea numerică cu elemente finite a transferului termic și simularea procesului continuu de sudare reprezintă instrumente utile în stabilirea valorilor temperaturilor, pentru evoluția acestora în diferite zone ale îmbinării sudate;



- studiul confirmă posibilitatea de a cuantifica modificările care au loc datorită evoluției temperaturii în materialul îmbinat pe parcursul procesului de sudare;
- s-a evidențiat că temperatura dezvoltată în timpul procesului a crescut diferențiat cu sporirea parametrilor tehnologici de sudare, creșterea vitezei de rotație respectiv creșterea vitezei de sudare;
- câmpurile termice s-a constatat că au devenit mai localizate în jurul uneltei schimbându-și geometria, din forma cilindrică în alungită, ovală, aspect identificat pe imaginile în infraroșu, pe măsura modificării vitezei de sudare;
- s-a constatat o diferență a temperaturii între partea superioară, medie și partea inferioară a plăcilor îmbinate, motivată de modalitatea de dispersie a căldurii în material cu conductibilitate termică ridicată;
- prin utilizarea programului ABAQUS s-a identificat evoluția temperaturii în diferite puncte din zona îmbinării, iar rezultatele experimentale suprapuse cu cele obținute prin calcul/simulare validează acuratețea programului de calcul.

În Capitolul 5 sunt prezentate rezultatele obținute pe materialul analizat aferente procedurii de sudare cu ultrasunete. Se evidențiază următoarele contribuții importante:

- s-a constatat că temperatura la interfața îmbinărilor crește foarte repede, până la 85 % din temperatura maximă dezvoltată în acea îmbinare în doar 50 ms, iar temperatura maximă dezvoltată este înregistrată la sfârșitul ciclului de sudare;
- s-a constatat că deformarea plastică semnificativă conduce la temperaturi cu mult mai mari față de cele care apar fără o deformare plastică importantă;
- din analiza imaginilor macro și microscopice, se constată faptul că la interfața îmbinărilor apare o structură recristalizată dinamic, cu grăunți fini de SiC și distribuiți uniform pe toată lungimea interfeței îmbinării;
- s-a constatat că cu cât temperatura dezvoltată în timpul procesului de sudare este mai mare, sporește deformația plastică, rezultând o difuzie mai mare a particulelor de SiC;
- s-a analizat modificarea durității în materialul de bază și la interfața zonei îmbinate, evidențiând valorile parametrilor tehnologici pentru care în zonele menționate duritatea este maximă;
- la încercările la tracțiune ruperea s-a produs aproape de zona de îmbinare, iar forța maximă la tracțiune a fost de 268 N cu o eficiență a îmbinării de cca. 73%.

Experimentul a fost efectuat după un plan factorial complet pentru studiul factorilor de influență și a interacțiunilor dintre aceștia. S-a constatat că timpul și presiunea de sudare sunt cei mai semnificativi factori de influență, urmați de amplitudinea vibrațională a sonotrodei. Totodată s-a constatat că interacțiunea dintre cei trei factori de influență are un efect semnificativ asupra rezistenței la rupere a îmbinării.

## 6.2. Contribuții personale

Abordarea proceselor de îmbinare nedemontabilă a unor materialelor compozite cu matrice metalică din aluminiu, ca obiect al cercetării doctorale, a pus din start probleme de oportunitate fizică și de fezabilitate tehnologică. Materialele compozite cu matrice metalică din aluminiu și armătură din particule de carbură de siliciu, se caracterizează prin masă specifică redusă, proprietăți mecanice superioare, o relativ bună stabilitate în medii agresive și o deosebită elasticitate tehnologică de formare structurală și geometrică. Utilizarea lor industrială a cunoscut o continuă creștere cantitativă și calitativă, cu localizare în domenii de vârf tehnic și tehnologic.

Cercetarea doctorală efectuată a definit și a aplicat în condiții de laborator cerințele fizice care trebuie satisfăcute pentru îmbinarea prin două procedee de sudare: sudarea cu element activ rotitor, respectiv ultrasunete, a materialului compozit cu matrice din aluminiu AA2124/SiC/25p-T4. Teza de doctorat a demonstrat fezabilitatea procesului de îmbinare investigat și a determinat, prin funcții obiectiv reprezentative, principalele caracteristici tehnologice și energetice. Pentru materiale compozite cu structură asemănătoare celui studiat au fost identificate zonele afectate termic și mecanic de procesele de îmbinare, prin tipuri specifice de transformări structurale și afectarea caracteristicilor fizico-mecanice. Cercetarea experimentală realizată se justifică prin faptul că efectele factorilor tehnici și tehnologici, utilizați în alte cercetări experimentale, nu pot fi direct aplicate pentru un material care are un grad ridicat de neomogenitate chimică și structurală, iar în consecință, o comportare termică anizotropă.

Prin programul de cercetare doctorală, autorul evidențiază următoarele contribuții personale:

- S-a elaborat un studiu documentar exhaustiv, au fost identificate informații individuale și comune ale autorilor, s-a elaborat sinteza și analiza cu privire la modul de obținere a unor MMC-uri, cu focalizare pe cele cu matrice din aliaje de Al, cu evidențierea posibilităților de utilizare industrială.
- Au fost identificate breșe și oportunități în utilizarea materialelor compozite din clasa MMC, definindu-se obiectivele cercetării, alegându-se ca deosebit de oportună cercetarea pe materialul compozit AA2124/SiC/25p-T4.
- Din multitudinea procedeele de sudare aplicabile pe scară largă, s-au identificat procedeele de sudare posibile pentru materialul nominalizat, cu aptitudinile adaptabile problemei în cauză, în special prin generarea și distribuția câmpurilor termice.
- Problema principală abordată la nivel teoretic, în contextul descris, a fost definirea și examinarea principală a fenomenelor termice și mecanice care au loc în material și stabilirea implicării acestora în modificarea microstructurală a materialului. Materialul compozit prezintă un grad ridicat de neomogenitate chimică și structurală, care nu permite aplicarea directă a ecuației căldurii. Distribuțiile câmpurilor termice au fost considerate separat pentru matrice, respectiv armătura din carbură de siliciu. S-a aplicat modelul unidimensional al transmisiei căldurii pentru un mediu semiinfini. Au fost reținute ca fenomene termice distincte încălzirea materialului și transformarea de stare de agregare a materialului. Problema principală a derivat din evaluarea densității de

- flux termic pe care trebuie să o aibă procesul tehnologic la suprafața și în masa materialului pentru a asigura îmbinarea.
- Au fost elaborate ecuațiile caracteristice care conduc generarea și distribuția câmpurilor termice în timpul procesului de sudare FSW.
  - A fost conceput programul experimental, s-au proiectat și aplicat adaptări ale infrastructurii de cercetare. Astfel, au fost adaptate sistemele de monitorizare a procesului prin mijloace de măsurare și înregistrare a temperaturii, energiei utilizate. A fost proiectată unealta de sudare pentru procedeul FSW, respectiv elementele de contact adaptabile la realizarea îmbinărilor cu ultrasunete. Utilizarea în practică la realizarea îmbinărilor a dovedit corectitudinea conceptului autorului.
  - S-a materializat programul experimental prin realizarea de îmbinări sudate a materialul compozit AA2124/SiC/25p-T4, prin procedeele de sudare prin frecare cu element activ rotitor și cu ultrasunete, cu mai multe seturi de parametri tehnologici, totalizând 5 probe la îmbinarea FSW, din care s-au prelucrat 42 de epruvete și 27 de probe la îmbinarea cu ultrasunete, din care s-au prelucrat 16 epruvete.
  - A fost elaborat și implementat un sistem de monitorizare - măsurare în timp real a temperaturilor dezvoltate în timpul procesului de sudare FSW la sudarea AA2124/SiC/25p-T4. Înregistrările asupra distribuțiilor câmpurilor termice, a evidențiat modificarea geometriei. Acestea au devenit mai localizate în jurul uneltei de sudare, din forma cilindrică în alungită, ovală, aspect identificat pe imaginile în infraroșu, pe măsura modificării vitezei de sudare.
  - Autorul a conceput și implementat un sistem de monitorizare - măsurare în timp real a consumului de energie la procedeul FSW la sudarea materialului compozit AA2124/SiC/25p-T4. Eficientizarea consumurilor energetice a stat în permanență în atenția doctorandului.
  - A fost elaborat și implementat un sistem de monitorizare și măsurare în timp real a temperaturilor dezvoltate în timpul procesului de sudare cu ultrasunete la sudarea materialului compozit AA2124/SiC/25p-T4.
  - Au fost concepute și realizate aplicații practice de îmbinare, în premieră, a materialului compozit AA2124/SiC/25p-T4 prin procedeul de sudare cu ultrasunete.
  - S-a conceput, realizat și verificat modelul matematic prin metoda elementelor finite, capabil să simuleze și să prelucere distribuția temperaturilor în timpul procesului de sudare cap la cap prin frecare cu element activ rotitor a materialului compozit AA2124/SiC/25p-T4.
  - Din probele îmbinate prin procedeele menționate s-au prelevat și prelucrat epruvete, care au fost supuse programului de testare prin încercări mecanice (tracțiune, îndoire, duritate), examinări metalografice și analiză prin difracție cu raze X.
  - S-au evaluat efectele parametrilor tehnologici cu rezultatele experimentale, provenite de la epruvetele aferente procedeelor de sudare prin frecare cu element activ rotitor și cu ultrasunete, constatându-se:
    1. Din analiza diagramelor de evoluție a temperaturii și rezultatele încercării la tracțiune la probele sudate FSW, s-a constatat că îmbinările realizate cu viteza de rotație de 1000 rot/min, la viteza de sudare de 50 mm/min, respectiv turația uneltei de sudare de 800 rot/min și 150 mm/min, au generat calitatea adecvată a îmbinărilor.

2. La probele sudate cu ultrasunete, s-a constatat că sporind temperatura dezvoltată în timpul procesului de sudare prin durata și forța de apăsare, sporește deformația plastică, rezultând o difuzie mai pronunțată a particulelor de SiC în zona îmbinării.
- Pentru îmbinarea cu ultrasunete a materialului compozit AA2124/SiC/25p-T4 au fost studiate interacțiuni ale parametrilor tehnologici optimi de îmbinare, fiind identificate corelații verificate în practică: cu cât temperatura dezvoltată în timpul procesului de sudare este mai mare, sporește deformația plastică, rezultând o difuzie mai mare a particulelor de SiC.
  - A fost conceput, realizat și confirmat practic un plan experimental complet privind studiul factorilor de influență în vederea optimizării procesului de sudare cu ultrasunete. S-a constatat că timpul și presiunea de sudare sunt cei mai semnificativi factori de influență, urmați de amplitudinea vibrațională a sonotrodei. Totodată s-a constatat că interacțiunea dintre cei trei factori de influență are un efect semnificativ asupra rezistenței la rupere a îmbinării.

Teza de doctorat prezentată atestă îndeplinirea integrală a obiectivelor științifice și tehnologice asumate prin programul de cercetare doctorală.

Rezultatele obținute în programul de cercetare științifică doctorală au fost valorificate în 12 lucrări susținute și publicate:

1. **Marius Pop-Calimanu**, Traian Fleser. Thermo-mechanical modelling of jointing process by friction stir welding of aluminium-based composite materials; Solid State Phenomena, ISSN: 1662-9779, Trans Tech Publications, Switzerland, Vol.188, Mai 2012, 144-149, ISI doi: 10.4028 /www .scientific. .net/SSP.188.144;
2. **Marius Pop-Calimanu**, Nicoleta Amarteifio, Traian Fleser. A study on the effect of FSW parameters on mechanical and microstructural properties of AA2124/SiC/25p-T4 metal composite; Metalurgia International, ISSN 1582-2214, Editura Științifică F.M.R, Bucuresti, Romania, vol. 18, Nr. 8 (2013), 155-160, ISI
3. **Marius Pop-Calimanu**, Traian Fleser, Aplication of process welding at aluminum matrix composites Scientific Bulletin of the „ Politehnica” University of Timisoara, Transactions on Mechanics,ISSN 1224-6077, POLITEHNICA, Timisoara, Romania, Vol. 56(70),2011,43-48.
4. **Marius Pop-Calimanu**, Traian Fleser, The increasing of weld strength by parameters optimization of ultrasonic welding for composite material based on aluminium using design of experiments, NANOCON 2012 Conference Proceedings, Brno, Cehia, ISBN: 978-80-87294-32-1, 1<sup>th</sup> edition, 2012, ISI;
5. **Marius Pop-Calimanu**, Dinu Gubencu, Ioana Pop-Calimanu, Traian Fleser Optimization of ultrasonic welding parameters and temperature distribution in metal matrix composite based on aluminium 22<sup>nd</sup> International Conference on Metallurgy and Materials

- METAL 2013, Brno, Cehia, ISBN 978-80-87294-39-0, 1<sup>th</sup> edition, 2013, ISI;
6. Dinu Gubencu, **Marius Pop-Calimanu**; Study of the factors influence on the objective functions of wire EDM of AA2124/SiC/25p 22<sup>nd</sup> International Conference on Metallurgy and Materials METAL 2013, Brno, Cehia, ISBN 978-80-87294-39-0, 1<sup>th</sup> edition, 2013, ISI;
  7. **Marius Pop-Calimanu**, Traian Fleser. A thermomechanical analysis of composite materials based on aluminium at ultrasonic welding Proceedings of The 16<sup>th</sup> International Conference Modern Technologies, Quality and Innovation, ModTech 2012- New face of TMCR, Sinaia, Romania, ISSN: 2069-6736, Vol. 2, Mai 2012, 773-776;
  8. **Marius Pop-Calimanu**, Traian Fleser, Ioana Monica Pop-Calimanu, A fully coupled thermomechanical modeling of jointing process by ultrasonic welding of aluminium-based composite materials Proceedings of The 16<sup>th</sup> International Conference Modern Technologies, Quality and Innovation, ModTech 2012- New face of TMCR, Sinaia, Romania, ISSN: 2069-6736, Vol. 2, Mai 2012, 777-780;
  9. Traian FLESER, **Marius POP-CALIMANU**, Characteristics of joining aluminium matrix composites, The 35-th Annual Congress of the American Romanian Academy of Arts and Sciences, ARA, Timisoara, Romania, ISBN: 978-1-935924-01-2 / 978-2-553-01596-0 , Vol 1, 2011, Iulie, pp. 163-166,
  10. **Marius Pop-Calimanu**, Modeling and characteristics of the process welding of composite material based on aluminum, Workshop-ul nr. 1 "Interdisciplinaritatea si Managementul Cercetarii" Timisoara , Romania, 24-25 noiembrie 2011, MEC 5
  11. **Marius Pop-Calimanu**, A thermomechanical analysis of Al/20%SiC composite material by ultrasonic welding Workshop-ul nr. 2, „Interdisciplinaritatea si Managementul cercetarii in studiile doctorale, Oradea, Romania, 7-8 iunie 2012, Sectiunea Mecanica
  12. **Marius Pop-Calimanu**, Radu Cojocaru, Cristian Ciucă, Traian Fleser. Petronela-Lucia Ciorpac. Welding of AA2124/SiC/25p-T4 by FSW at high welding speed and monitoring the process by real-time control of infrared thermography and energy consumption. The 5th International Conference on Advanced Materials and Structures - AMS '13 Octombrie 2013, Timisoara, Romania (Solid State Phenomena, Trans Tech Publications);

### **6.3. Direcții viitoare de cercetare**

Programul de cercetare științifică doctorală a fost derulat și au fost atinse obiectivele inițial stabilite. Pe parcursul cercetărilor s-au constatat limitele atinse, din care se consideră oportună continuarea cercetărilor pe următoarele direcții:

- Conceperea și realizarea unui plan experimental complet care să permită studiul factorilor de influență în vederea optimizării procesului de sudare prin frecare cu element activ rotitor.
- Conceperea și realizarea unor aplicații practice de sudare a materialului compozit AA2124/SiC/25p-T4, pentru o plajă extinsă de grosimi prin procedeul FSW, respectiv cu ultrasunete.
- Conceperea și realizarea unui model matematic aplicat prin metoda elementelor finite, capabil să simuleze și să prelinie distribuția câmpurilor termice în timpul procesului de sudare cu ultrasunete a materialului compozit AA2124/SiC/25p-T4.
- Ar fi utilă, demararea unor programe de cercetare în scopul identificării soluțiilor tehnologice de îmbinare nedemontabilă a altor materiale din clasa MMC, materiale cu utilizare industrial extinsă.

---

## BIBLIOGRAFIE

- [1] N. Hansen and et.al, "Schulte in Metal Matrix Composites – Processing Microstructure and Properties," *Risø National Laboratory*, pp. 429-434, 1991.
- [2] DURALCAN, "Composites for High-Pressure Die Castings," *Duralcan USA*, 1992.
- [3] C. Thaw and et.al, "Metal Matrix Composites for Microwave Packaging Components," *Electronic Packaging and Production*, pp. 27–29, August 1987.
- [4] D.B. Miracle and B. Maruyama, "Metal Matrix Composites for Space Systems: Current Uses and Future Opportunities," in *Proc. National Space and Missile Materials Symp.*, Dayton, OH, 2000.
- [5] K.U Kainer, *Basics of Metal Matrix Composites*. Weinheim, Germany: WILEY-VCH Verlag GmbH & Co, 2006.
- [6] T. W. Clyne and P. J. Withers, "Introduction to Metal Matrix Composites," *Cambridge University Press*, 1993.
- [7] B.D.Agarwal and L.J.Broutman, "Analysis and performance of fiber composites," *John Wiley & Sons*, pp. 3-12, 1980.
- [8] Pradeep Rohatgi, "Advances in Materials," vol. 17, February 1990.
- [9] N.J. Parrat, "Reinforcement effects of Silicon Nitride in Silver and Resin," *Powder Metallurgy*, vol. 7, no. 14, pp. 152-167, 1964.
- [10] R. R. Irving, "Composites Go After Commercial Markets," *Iron Age*, pp. 35-38, September 1986.
- [11] D. L. McDanel and A. R. Signorelli, "Evaluation of low cost Aluminum Composites for Aircraft engine Structural Applications," *NASA Tech. Memo*, 1983.
- [12] William J. Baxter, "The strength of MMCs Reinforced with Randomly oriented," *Metallurgical Transactions*, vol. 23A, pp. 3045-3053, November 1992.
- [13] David M. Schuster, Michael D. Skibo, and Williams R. Hoover, "Production and Semi-Fabrication of an Aluminum Composite Material," *Light Metal Age*, pp. 15-19., February 1989.
- [14] H. J. Rack, Y.M. Kim, and W. M.Griffith, "'P/M Aluminium MMCs' Dispersion Strengthened Al Alloys," *Metallurgical Society*, pp. 15-19, 1988.
- [15] Geiger Alan L and J.Andrew Walker, "The processing and properties of," *JOM*, pp. 8-15, August 1991.
- [16] Margaret Hunt, "Aerospace Composites," *Materials Sciences and Engineering*, vol. 108, no. 6, pp. 27-30, 1991.
- [17] F. Rahman, M. Yunus, and T. Yezdani, "Charting of a Strategy for the Application of Aluminium Metal Matrix Composites for Different Engineering Service Requirements," *IJMER*, vol. 2, no. 3, pp. 1408-1413, May-June 2012.
- [18] W. Wei, "High Temp. MMCs for Aero Engines; Challenges and potential," *Metals and Materials Journal*, pp. 430-435, August 1992.
- [19] Richards Demeis, "New life for Aluminium," *Aerospace America*, pp. 26-29, March 1989.

- [20] M. Taya and R.J.Arsenault, "Metal Matrix Composite thermo mechanical behavior," *Pergamon press*, 1989.
- [21] J. Doychak, "Metal and Intermetallic Matrix Composites for Aerospace Propulsion and Power Systems," *JOM*, vol. 44, no. 6, pp. 46-51, 1992.
- [22] D.J. Lloyd, "Particle Reinforced Al and Mg Matrix Composites," *International Materials Review*, vol. 39, no. 1, pp. 1-23, 1994.
- [23] Kirit. J. Bhansali and R. Mehrabian, "Abrasive wear of Aluminium-Matrix Composites," *Journal of Metals*, pp. 30-34, 1982.
- [24] A.G. Wang and I.M.Hutchings, "Wear of Alumina Fiber-Aluminium Metal Matrix Composites by two body abrasion," *Mater. of Science and Tech.*, vol. 5, pp. 71-75, January 1989.
- [25] S.C. Tjong, S.Q. Wu, and H. Liao, "Wear behavior of an Al-12% Si alloy reinforced with a low volume fraction of SiC particles," *Journal of composite*, vol. 57, no. 12, pp. 1551-1558, December 1997.
- [26] M.Singh, D.P.Mondal, and et. al, "Development of light weight aluminum alloy hard particle composite using natural minerals for wear resistance application," *National conventions on Emerging materials on wear applications*, 2003.
- [27] M. Tiejuna, H. Yamaura, and et. al, "Dry sliding Wear behaviour of Cast SiC reinforced Al MMCs," *Material Science Engineering*, pp. 116-125, 200.
- [28] S.C.Tjong, H.Z.Wang, and S.Q.Wu, "Wear Behavior of Aluminum based Metal Matrix Composites Reinforced with a Perform of Aluminosilicate Fiber," *Metallurgical and Materials Transactions*, vol. 27A, pp. 2385-2389, 1996.
- [29] A. Brent Strong and Scott W. Beckwith, "Joining Compozite Materials. Mechanical or Adhesive ?," *Brigham Young University Journal*, vol. 1, 2006.
- [30] Mel M. Schwartz, *Joining of composite-matrix materials.*: ASM International, 1994.
- [31] R.W. Messler, "Joining Compozite Materials and Structures: Some Thought-Provoking Possibilities. ," *Journal of Thermoplastic Compozite Materials*, vol. 17, no. 1, pp. 51-75, 2004.
- [32] T. Fleşer and R. Pascu, "Researches and technological solutions in some compozite materials undismantle joining," in *Proc. 2th International Conference "Advanced Compozite Materials Engineering"*, Braşov, 2008, pp. 38-43.
- [33] M. Pop-Calimanu and T. Fleşer, "Aplication of process welding at aluminum matrix composites," *Scientific Bulletin of the „ Politehnica” University of Timisoara, Transactions on Mechanics*, vol. 56, no. 70, pp. 43-48, 2011.
- [34] J.T. Niu, "Study on laser welding of Al compozite," *J. Mater. Sci. Technol*, vol. 1, p. 173, 2001.
- [35] H. Persson, "Guidelines for joining of metal matrix composites," *CSM Materialteknik*, vol. 8, 2001.
- [36] A.G. Bratukhin and et. al., "RSR alloys Sc-bearing aluminium alloys and aluminium matrix composites applied to making aerospace permanent joints," *Welding in the world*, vol. 33, no. 6, pp. 435-438, 2001.
- [37] A. Brihman and et. al., "Exotherm lassen van aluminium en aluminium matrix compositen ," *Lasttechnik*, vol. 3, pp. 7-10, 1999.



- [38] W.O. Kennedy, "Fusion Welding of Titanium-Tungsten and Titanium-Graphite Composites," *Welding Journal*, vol. 51, no. 5, pp. 250S-259S, May 2000.
- [39] D.H. Metzger, "Joining of Metal-Matrix Fiber-Reinforced Composite Materials," *Welding Research Council Bulletin*, vol. 7, no. 207, 2003.
- [40] B. Altshuler and et.al., "GMA welding of Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> metal matrix composites," in *Symp. Proc. Weldability of Materials*, Ohio, 1990, pp. 305-309.
- [41] T. Fleser and R. Pascu, "Solutions applied for joining MMCs and CMCs composite materials," in *Proc. Internat. Conf. "Inovative Technologies for Joining Advanced Materials"*, Timisoara, 2008, pp. 155-160.
- [42] D. Storjohann and et.al., "Fusion and Friction Stir Welding of Aluminum-Metal-Matrix Composites," *Metallurgical and Materials Transactions A*, vol. 36, pp. 3237-3247, 2005.
- [43] M. POP-CALIMANU T. FLESER, "Characteristics of joining aluminium matrix composites," in *The 35-th Annual Congress of the American Romanian Academy of Arts and Sciences, ARA*, Timisoara, 2011, pp. 163-166.
- [44] R.Y. Huang and et.al S.C. Chen, "Electron and Laser Beam Welding of High Strain Rate Superplastic Al-6061/SiC Composites," *Mettallurgical and Materials Transactions A*, vol. 32, pp. 2575-2584, 2001.
- [45] M.J. Cola, T.J. Lienert, and et.al., "Laser welding of SiC particulate reinforced aluminium metal matrix composite," *Materials Science and*, vol. 10, no. 5, pp. 297-301, 1994.
- [46] P. Bassani, E. Capello, and et.al., "Effect of process parameters on bead properties of A359/SiC MMC welded by laser," *Composites*, vol. 38, pp. 1089-1098, 2007.
- [47] M. Aydin, R. Gurler, and M. Turker, "The diffusion welding of 7075Al-3%SiC Particles Reinforced Composites," *The Physics of Metals and Metallography*, vol. 107, no. 2, pp. 206-210, 2009.
- [48] S. Celik and D. Gunes, "Continuous Drive Friction Welding of Al/SiC Composite and AISI 1030," *Welding Research*, vol. 91, pp. 222-228, 2012.
- [49] K. Uenishi, Zhai Y., and et. al., "Spiral defect formation in friction welded aluminum," *Welding Journal*, vol. 79, no. 7, pp. 184-193, 2000.
- [50] W.M Thomas, "Friction Stir Butt Welding," PCT/GB92/02203, December 1991.
- [51] R.S. Mishra and M.W. Mahoney, "Introduction. In: Friction stir welding and processing," *Mishra RS, Mahoney MW (ed.) Materials Park Ohio: ASM International*, 2007.
- [52] B. London, M. Mahoney, and et. al., "Material flow in friction stir welding monitored with Al-SiC and Al-W composite markers," *The Minerals, Metals and Materials Society*, pp. 3-12, 2003.
- [53] C.G. Rhodes, M.W. Mahoney, and et.al, "Effects of friction stir welding on microstructure of 7075 aluminium," *Scripta Materialia*, vol. 36, no. 1, pp. 69-75, 1997.
- [54] G. Liu, L.E Murr, and et.al., "Microstructural aspects of the friction stir welding of 6061-T6 aluminium," *Scripta Materialia*, vol. 37, no. 3, pp. 355-361, 1997.
- [55] K.W. Jata and S.L. Semiatin, "Continuous dynamic recrystallization during friction stir welding of high strength aluminium alloys," *Scripta Materialia*, vol. 43, no. 8, pp. 743-749, 2000.

- [56] R. Nandan, DebRoy T, and H.K. Bhadeshia, "Recent advances in friction stir welding- Process, weldment structure and properties," *Progress in Material Science*, vol. 53, pp. 980-1023, 2008.
- [57] C.J. Dawes and W.M. Thomas, "Development of improved tool designs for friction stir welding of aluminium," in *1st International FSW symposium*, Thousand Oaks, CA,USA, 1999.
- [58] M. Kocak P. Staron, S. Williams, and A. Wescott, "Residual stress in friction stir-welded Al sheets," *Physica B*, vol. 350, 491-493 2004.
- [59] A. Steuwer, M.J Peel, and P.J Withers, "Dissimilar friction stir welds in AA5083-AA6082: The effect of process parameters on residual stress," *Materials Science and Engineering A*, vol. 441, pp. 187-196, 2006.
- [60] M.B Prime and et.al., "Residual stress measurements in a thick, dissimilar aluminium alloy friction stir weld ," *Acta Materialia*, vol. 54, pp. 4013-4021, 2006.
- [61] H. Lombard and et.al., "Effect of process parameters on the residual stresses in AA5083-H321 friction stir welds," *Materials Science and Engineering A*, vol. 501, pp. 119-124, 2009.
- [62] M.P. Reynolds, "Microstructure development in aluminium alloy friction stir welds," in *Materials Park Ohio, ASM International*, Ohio, 2007.
- [63] P.L Threadgill, "Friction stir welds in aluminium alloys – preliminary microstructural assessment.," *TWI Bulletin*, March/April 1997.
- [64] M.W. Mahoney, "Mechanical properties of friction stir welded aluminium alloys," in *Materials Park Ohio, ASM International*, Ohio, 2007.
- [65] (2011, May) Friction Stir Welding - Joint geometries. [Online]. <http://www.twi.co.uk/content/FSWjoint.html>
- [66] X.G.Yong, D. Solomon, and M. Reinbolt, "Friction Stir Processing of Particle Reinforced Composite Materials," *Materials*, vol. 3, pp. 329-350, January 2010.
- [67] L.M. Marzoli, A.v. Strombeck, J.F. Dos Santos, C. Gambaro , and L.M. Volpone, "Friction stir welding of an AA6061/Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>/20p reinforced alloy," *Composites Science and Technology*, vol. 66, pp. 363–371, 2006.
- [68] P. Periyasamy, B. Mohan, and V. Balasubramanian, "Effect of Heat Input on Mechanical and Metallurgical Properties of Friction Stir Welded AA6061-10% SiCp MMCs," *Journal of Materials Engineering and Performance, ASM International*, vol. 21, no. 11, p. 2012–2417, November 2012.
- [69] I. Dinaharana and N. Murugan, "Influence of Friction Stir Welding Parameters on Sliding Wear Behavior of AA6061/0-10 wt.% ZrB<sub>2</sub> in-situ Composite Butt Joints," *Journal of Minerals & Materials Characterization & Engineering*, vol. 10, no. 14, pp. 359-1377, 2011.
- [70] P. Cavalierre, E. Cerri, L. Marzoli, and J. Dos Santos, "Friction Stir Welding of Ceramic Particle Reinforced Aluminium Based Metal Matrix Composites," *Applied Composite Materials*, vol. 11, pp. 247–258, 2004.
- [71] H. Nami, H. Adgi, M. Sharifitabar, and H. Shamabadi, "Microstructure and mechanical properties of friction stir welded Al/Mg<sub>2</sub>Si metal matrix cast composite," *Materials and Design*, vol. 32, pp. 976–983, 2011.
- [72] J. A. Wert, "Microstructures of friction stir weld joints between an aluminium-

- base metal matrix composite and a monolithic aluminium alloy," *Scripta Materialia*, vol. 49, pp. 607–612, 2003.
- [73] L. Ceschin, I. Boromei, and et.al., "Effect of friction stir welding on microstructure, tensile and fatigue properties of the AA7005/10 vol.%Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>p composite," *Composites Science and Technology*, vol. 67, pp. 605–615, 2007.
- [74] P. Cavaliere, G.L. Rossi, and et. al, "Analysis Of 7005/Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>/10p MMC Sheets Joined By FSW by Thermoelasticity," *Fracture of Nano and Engineering Materials and Structures*, pp. 307-315, 2006.
- [75] American Welding Society, *Ultrasonic welding, Welding Handbook*, 8th ed. Miami, USA: American Welding Society, 1991.
- [76] A. Pfluger and X. Sideris, "New developments in ultrasonic welding," *Sampe Quarterly*, vol. 7, no. 1, pp. 9–19, 1975.
- [77] E. Vries, "Development of the Ultrasonic Welding Process for Stamped 6000 Series Aluminium," University of Applied Science, Eindhoven, Diploma Thesis 2000.
- [78] J. Vitek and L. Miklanek, "Technological requirements for quality assurance at the ultrasonic welding of metals," *Schweisstechnik*, vol. 28, no. 7, pp. 316-317, 1978.
- [79] G. Baladin, V.Kuznetsov, and L. Silin, "Fretting action between members in the ultrasonic welding of metals," *Welding Production*, vol. 10, pp. 77-80, 1967.
- [80] W.Beyer, "The bonding process in the ultrasonic welding of metals," *Schweisstechnik*, vol. 19, no. 1, pp. 16-20, January 1969.
- [81] U. I. Chang and J. Frisch, "On Optimization of Some Parameters in Ultrasonic Metal Welding," *Welding Journal*, vol. 53, no. 1, pp. 24-35, January 1974.
- [82] J. Jones and J. Powers, "Ultrasonic Welding," *The Welding Journal*, pp. 761-766, August 1956.
- [83] E. Heymann and B. Koehler, "Influence of the work piece preparation on Ultrasonic Welding," *ZIS-Mitteilungen*, vol. 11, no. 1, pp. 180-190, January 1969.
- [84] S.i Matsuoka and H. Imai, "Direct welding of different metals used ultrasonic vibration," *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 209, pp. 954–960, 2009.
- [85] H. Abdel-Aleem and T. Yamagata, "Joining of A1050/A5052 and A1050/Cu by Ultrasonic Bonding and their Materials Evaluation," *Quarterly Journal of Japan Welding Society*, vol. 21, no. 4, pp. 493-500, 2003.
- [86] G. Baladin and L. Silin, "Methods for obtaining steady conditions in the Ultrasonic Welding of Metals," *Welding Production*, vol. 12, pp. 1-6, 1961.
- [87] V. Kuznetsov and L. Silin, "On-line Control of ultrasonic welds in Copper sheet," *Welding Production*, vol. 13, no. 10, pp. 10-17, 1966.
- [88] N. Weare and R. Monroe J. Antonevich, "Fundamental Studies of Ultrasonic Welding," *Welding Research Supplement*, pp. 331-341, 1960.
- [89] S. Elangovan, "Experimental studies on optimization of process parameters and finite element analysis of temperature and stress distribution on joining of Al–Al and Al–Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> using ultrasonic welding," *Int J Adv Manuf Technol*, vol. 55, pp. 631–640, 2011.

- [90] Zhengqiang Zhu, Kang Yong Lee, and Xiaolong Wang, "Ultrasonic welding of dissimilar metals, AA6061 and Ti6Al4V," *Int J Adv Manuf Technol*, vol. 59, pp. 569-574, 2012.
- [91] T. Hazlett and S. Ambekar, "Additional Studies on Interface temperatures and bonding mechanism of Ultrasonic welds," *Welding Journal*, pp. 196-200, May 1970.
- [92] H. Schmidt and J. Hattel, "Thermal modeling of friction stir welding," *Scripta Materialia*, vol. 58, pp. 332-337, 2008.
- [93] N. Kamp, A. Sullivan, and et.al., "Modeling of heterogeneous precipitate distribution evolution during friction stir welding process," *Acta Materialia*, vol. 54, pp. 2003-2014, 2006.
- [94] P.A. Colegrove and H.R. Shercliff, "Experimental and numerical analysis of aluminium alloy 7075-T7351 friction stir welds," *Science and Technology of Welding and Joining*, vol. 8, no. 5, pp. 360-368, 2003.
- [95] P.A. Colegrove and et.al., "Model for predicting heat generated and temperature in friction stir welding from the material properties," *Science and Technology of Welding and Joining*, vol. 12, pp. 284-297, 2007.
- [96] L. Lindgren, "Computational Welding Mechanics: Thermomechanical and Microstructural Simulations," in *Woodhead Publishing Ltd.*, 2007.
- [97] D. Rosenthal, "The theory of moving sources of heat and its application to metal treatments," *Transactions of the American Society of Mechanical Engineers*, vol. 68, no. 8, pp. 849-865, 1946.
- [98] C. Tutum and et.al., "Estimation of the Welding Speed and Heat Input in Friction Stir welding using Thermal Models and Optimization," in *7th World Congress on Structural and Multidisciplinary Optimization*, Seoul, 2007, pp. 2639-2646.
- [99] J. Gould and Z. Feng, "Heat Flow model for friction stir welding of aluminium alloys," *Journal of Materials Processing & Manufacturing Science*, vol. 7, pp. 185-194, 1998.
- [100] J. McClure and et. al., "A thermal model of friction stir welding," in *5th International Conference on Trends in Welding Research*, USA, 1998.
- [101] O. Myhr and O. Grong, "Process Modelling Applied to 6082-T6 Aluminium Weldments-1. Reactions Kinetics," *Acta metall mater*, vol. 39, pp. 2693-2702, 1991.
- [102] O. Myhr and O. Grong, "Process Modelling Applied to 6082-T6 Aluminium Weldments-2. Application of model," *Acta metall mater*, vol. 39, pp. 2703-2708, 1991.
- [103] R. Fonda and S. Lambrakos, "Analysis of friction stir welds using an inverse problem approach," *Science and Technology of Welding and Joining*, vol. 7, pp. 177-181, 2002.
- [104] G.E. Dieter, "Mechanical metallurgy," in *3rd edition McGraw-Hill*, New York, 1986.
- [105] I.M Hutchings, "Tribology: friction and wear of engineering materials," in *Edward Arnold Ltd.*, 1992.
- [106] Y.J. Chao and X. Qi, "Heat transfer and Thermo-Mechanical Analysis of FSW joining of 6061-T6 plates," in *1st International Symposium of FSW*, Thousand

- Oakes, USA, 1999.
- [107] P.A Colegrove and et.al., "3 Dimensional Flow and Thermal Modelling of the friction stir Welding Process," in *2nd International Symposium on FSW*, Gothenburg, Sweden, 2000.
- [108] H. Schmidt, J. Hattel, and J. Wert, "Analytical model for the heat generation in friction stir welding ," *Modeling and Simulation in Materials Science and Engineering*, vol. 12, pp. 143-157, 2004.
- [109] M.J Russell and H.R. Chercliff, "Analitical modelling of microstructure development in FSW," in *1st International Symposium on FSW*, Thousand Oakes, USA, 1999.
- [110] H. Schimidt and J. Hattel, "Modeling the heat flow around tool probe in friction stir welding.," *Science and Technology of Welding and Joining*, vol. 10, pp. 176-186, 2005.
- [111] S. Swaminathan and et.al., "Peak Stir Zone Temperatures during Friction Stir Processing," *Metallurgical and Materials Transactions*, vol. 41, pp. 631-640, 2010.
- [112] O. Frigaard, O. Grong, and O.T. Midling, "Modeling of heat flow phenomena in friction stir welding of aluminium alloys ," in *Joints in Aluminium - INALCO 08*, Cambridge, 1998.
- [113] R.S. Mishra and Z.Y. Ma, "Friction stir welding and processing," *Material Science and Engineering*, vol. 50, pp. 1-78, 2005.
- [114] Metal Composites Limited Aerospace. (2007). [Online]. [www.amc-mmc.co.uk](http://www.amc-mmc.co.uk)
- [115] D. Gubencu and M. Pop-Calimanu, "Study of the factors influence on the objective functions of wire EDM of AA2124/SiC/25p," in *22nd International Conference on Metallurgy and Materials METAL 2013*, Brno, 2013.
- [116] V. VERBIȚCHI, C. CIUCĂ, H. DAȘCĂU, I. ȘERBAN R. COJOCARU, "Possibilities of Monitoring the Friction Stir Welding Process by Real-Time Control of Energy Consumptions," in *Comat* , Plzen, 2012.
- [117] L. Boțilă, A. C. Murariu, A. Cazacu, and C. Ciucă, "Applications of infrared thermography in nondestructive examination of materials and welding," *Revista sudura*, vol. 1, pp. 6-13, 2011.
- [118] D. Dehelean, V. Safta, R. Cojocaru, T. Halker, and C. Ciucă, "Monitoring the quality of friction stir welded joints by infrared thermography," in *International Conference Safety and Reliability of Welded Components in Energy and Processing Industry*, Graz, 2008.
- [119] V. Safta, "Application of infrared thermopgraphy in the non-destructive examination of friction stir welds," *Welding &Material Testing BID ISIM*, vol. 1, pp. 29-40, 2010.
- [120] Flir Systems Company. (2011, October) FLIR® Thermal Imaging, Night Vision and Infrared Camera Systems. [Online]. [www.flir.com](http://www.flir.com)
- [121] Minitab. (2011, June) Software for Quality Improvement. [Online]. [www.minitab.com](http://www.minitab.com)
- [122] \* \* ISO 17639:2003 \*, "Destructive tests on welds in metallic materials -- Macroscopic and microscopic examination of welds,".
- [123] USA Inc. Hirox-. (2012, January) [Online]. <http://www.hirox-usa.com/>
- [124] \* \* ISO 6507-1:1997 \*, "Metallic materials — Vickers hardness test — Part 1:

- Test method,".
- [125] \* \* ASTM E 8M – 04 \*, "Standard Test Methods for Tension Testing of Metallic Materials [Metric]1,".
- [126] \* \* SR EN ISO 25239-4: 2012 \*, "Sudarea prin Frecare cu mișcare combinată Aluminiu. Partea 4: Specificația și calificarea procedurilor de sudare,".
- [127] \* \* ASTM D 1002 – 01 \*, "Standard Test Method for Apparent Shear Strength of Single-Lap-Joint Adhesively Bonded Metal Specimens by Tension Loading (Metal-to-Metal),".
- [128] \* \* SR EN ISO 5173:2010 \*, "Încercări distructive ale sudurilor din materiale metalice. Încercări la îndoire,".
- [129] Q. Shi, T. Dickerson, and H.R. Shercliff, "Thermo-mecanical FE Modeling of Friction Stir Welding of Al-2024 Including Tool Loads ," in *4th International Symposium on FSW* , Utah, 2003.
- [130] Systems Dassault. (2010, november) Abaqus Simulia. [Online]. [www.simulia.com](http://www.simulia.com)
- [131] D.G. Richards, "Control of Residual Stresses in Welding Al-Aerospace Alloys by Mechanical/Thermal Tensioning.," University of Manchester, Manchester, PhD Thesis 2009.
- [132] X.K. Zhu and Y.J. Chao, "Effects of Temperature-Dependent Material Properties on Welding Simulation," *Computers & Structures*, pp. 967-976, 2002.
- [133] H. Raikoty, "High speed Friction Stir Welding: A Computational and Experimental Study," in *Proceeding of ASME Summer Heat Transfer Conference* , 2005, pp. 431-436.
- [134] H. Khandkar and et.al., "Thermal Modeling of Overlap Friction Stir Welding for Al-alloys," *Journal of Materials Processing & Manufacturing Science*, pp. 1325-1335, 2001.
- [135] J. Chao and X. Qi, "Thermal and Thermo-mechanical Modeling of Friction Stir Welding of Aluminium Alloy 6061-T6," *Journal of Materials Processing & Manufacturing Science*, pp. 215-233, 1998.
- [136] M. Pop-Calimanu and T. Fleșer, "Thermo-mechanical modelling of jointing process by friction stir welding of aluminium-based composite materials," in *Trans Tech Publications*, Switzerland, 2012, pp. 144-149.
- [137] R. Cojocaru, C. Ciucă, T. Fleșer. P.L. Ciorpac. M. Pop-Calimanu, "Welding of AA2124/SiC/25p-T4 by FSW at high welding speed and monitoring the process by real-time control of infrared termography and energy consumption," in *International Conference on Advanced Materials and Structures - AMS '13*, Timisoara, 2013.
- [138] M. Pop-Călimanu, N. Amarteifio, and T. Fleșer, "study on the effect of FSW parameters on mechanical and microstructural properties of AA2124/SiC/25%p-T4 metal composite," *Metalurgia International*, vol. 18, no. 8, pp. 155-160, 2013.
- [139] A.H. Feng, B.L. Xiao, and Z.Y. Ma, "Effect of microstructural evolution on mechanical properties of friction stir welded AA2009/SiCp composite," *Composites Science and Technology*, vol. 68, pp. 2141–2148, 2008.
- [140] W. Tang, X. Guo, and et.al., "Heat Input and Temperature Distribution in

- 
- Friction Stir Welding," *Journal of Materials Processing & Manufacturing Science*, pp. 185-194, 1998.
- [141] D. Gubencu, I. Pop-Calimanu, T. Fleser M. Pop-Calimanu, "Optimization of ultrasonic welding parameters and temperature distribution in metal matrix composite based on aluminium," in *22nd International Conference on Metallurgy and Materials METAL 2013*, Brno, 2013.
- [142] M. Pop-Calimanu and T. Fleser, "The increasing of weld strength by parameters optimization of ultrasonic welding for composite material based on aluminium using design of experiments," in *NANOCON 2012 Conference Proceedings*, Brno, 2012.
- [143] P.P. Lean, L. Gil, and A. Urena, "Dissimilar welds between unreinforced AA6082 and AA6092/SiC25p composite by pulsed-MIG arc welding using unreinforced filler alloys (Al-5Mg and Al-5Si)," *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 143-144, pp. 846-850, 2003.
- [144] Zhengqiang Zhu, Kang Yong Lee, and Xiaolong Wang, "Ultrasonic welding of dissimilar metals, AA6061 and Ti6Al4V," *Int J Adv Manuf Technol*, vol. 59, pp. 569-574, 2012.