

Contribution à la caractérisation thermique et mécanique de la zone soudée en FSW

Nejah Jemal

▶ **To cite this version:**

Nejah Jemal. Contribution à la caractérisation thermique et mécanique de la zone soudée en FSW. Génie mécanique [physics.class-ph]. Arts et Métiers ParisTech, 2011. Français. NNT : 2011ENAM0046 . pastel-00766216

HAL Id: pastel-00766216
https://pastel.hal.science/pastel-00766216

Submitted on 17 Dec 2012

HAL is a multi-disciplinary open access archive for the deposit and dissemination of scientific research documents, whether they are published or not. The documents may come from teaching and research institutions in France or abroad, or from public or private research centers.

L'archive ouverte pluridisciplinaire **HAL**, est destinée au dépôt et à la diffusion de documents scientifiques de niveau recherche, publiés ou non, émanant des établissements d'enseignement et de recherche français ou étrangers, des laboratoires publics ou privés.

2011-ENAM-0046

École doctorale n° 432 : Sciences des Métiers de l'Ingénieur

Doctorat ParisTech
T H È S E

pour obtenir le grade de docteur délivré par

l'École Nationale Supérieure d'Arts et Métiers

Spécialité " Génie Mécanique "

présentée et soutenue publiquement par

Nejah JEMAL

le 13 décembre 2011

Qualification du domaine de soudabilité en soudage par friction malaxage

Directeur de thèse : **Franck GIROT**
Co-encadrement de la thèse : **Laurent LANGLOIS**
Co-encadrement de la thèse : **Jean-Eric MASSE**

Jury

M. Abdellatif IMAD, Professeur, LML, Polytech Lille	Président
M. Christophe DESRAYAUD, Professeur, LCG, Ecole des Mines de Saint-Etienne	Rapporteur
M. Guillaume RACINEUX, Professeur, GeM, Ecole Centrale Nantes	Rapporteur
M. Hamid ZAHROUNI, Professeur, LPMM, Université de Metz	Examinateur
Mme. Myriam DUMONT, Maître de Conférences, IM2NP, Faculté des Sciences et Techniques	Examinateur
M. Franck GIROT, Professeur, I2M, ARTS ET METIERS ParisTech -Bordeaux	Examinateur
M. Laurent LANGLOIS, Maître de Conférences, LCFC, ARTS ET METIERS ParisTech-Metz	Examinateur
M. Jean-Eric MASSE, Maître de Conférences, MécaSurf, ARTS ET METIERS ParisTech- Aix-en-Provence	Examinateur
Mme. Sandra CHEVRET, Docteur-Ingénieur, INSTITUT DE SOUDURE Recherche et Enseignement	Invité

T H È S E

Arts et Métiers ParisTech - Centre de Bordeaux
Institut de Mécanique et Ingénierie

Remerciements

Cette thèse a été élaborée au sein de trois laboratoires de l'école des ARTS et Métiers ParisTech (I2M-CER de Bordeaux, LCFC-CER de Metz et MécaSurf-CER d'Aix en Provence) avec le partenariat de l'institut de soudure (centre de recherche FSW). Au terme de cette thèse, il m'est agréable de remercier toutes les personnes qui ont contribué au bon déroulement de mes travaux.

Mes remerciements et mes reconnaissances s'adressent à Monsieur Franck GIROT pour la compétence et la rigueur avec lesquelles il a dirigé mes travaux de thèse. Son expérience d'encadrement et ses qualités humaines m'ont offert un environnement de travail favorable pour mener à bien ma thèse. Qu'il trouve ici l'expression de ma profonde reconnaissance.

Je tiens également à remercier Monsieur Laurent LANGLOIS pour le temps qu'il a bien voulu m'accorder pour m'expliquer et éclaircir plusieurs points scientifiques. Je le remercie pour les échanges et les discussions qui m'ont été une source de réflexion. Je salue en lui à la fois ses qualités humaines et scientifiques.

Mes sincères remerciements s'adressent également à Monsieur Jean-Eric MASSE pour toutes ces explications dans le domaine de la métallurgie qui m'ont beaucoup apporté. Son soutien moral et ses précieux conseils m'ont été d'une grande importance. Je le remercie pour ses qualités humaines et scientifiques.

Un grand merci à Monsieur Christophe DESRAYAUD et Monsieur Guillaume RACINEUX d'avoir accepté de rapporter ce manuscrit et d'avoir apporté leurs précieux conseils.
Je tiens aussi à remercier Monsieur Abdellatif IMAD qui m'a honoré en acceptant d'être le président de jury de ma thèse.
Je souhaite également remercier Madame Myriam DUMONT et Monsieur Hamid ZAHROUNI qui m'ont honoré en acceptant d'examiner ce travail. Un remerciement particulier à l'institut de soudure représenté par M. CHEVRET Sandra qui m'a honoré d'être invité dans ma soutenance.

Toute ma reconnaissance s'adresse à Monsieur Jean-Luc BATTAGLIA et Monsieur Serge TCHERNIAEFF pour leurs interventions fructueuses et leur apport scientifique dans ce travail. Je tiens aussi à remercier Monsieur Régis BIGOT et Monsieur Laurent BARRALIER pour leurs conseils avisés et leur efficace contribution dans le sujet de ma thèse.

Je tiens également à remercier l'ensemble du personnel technique et administratif des trois laboratoires dans lesquels j'ai eu le plaisir de travailler plus particulièrement A. ARTAL,
C. LEMAIRE J.MERZEAU J.-F.MATHIEU.
Une pensée particulière est adressée à mes collègues et mes amis que j'ai côtoyés durant ces années, Ruben, Mohamed, Jonathan, Rafik, Razane, Ly, Pierre, Seddik, Camille, Ali, Noureddine et tous les autres.

A ma famille

A tous ceux qui me sont chers

I. CHAPITRE 1 : PRESENTATION DU SOUDAGE PAR FRICTION MALAXAGE.....8

I.1. INTRODUCTION.....8
I.2. SOUDAGE PAR FRICTION MALAXAGE.....9
I.2.1. Principe et généralités.....9
I.2.2. Les différents types de soudage par friction malaxage.....11
I.2.2.1. Soudage bout à bout.....11
I.2.2.2. Soudage par recouvrement.....13
I.2.2.3. Soudage par points.....13
I.2.2.4. Outil à deux épaulements (bobbin tool).....14
I.3. AVANTAGE ET INCONVENIENTS.....15
I.4. APPLICATIONS.....16
I.5. PARAMETRES.....19
I.6. INFLUENCE DES PARAMETRES DU PROCEDE SUR LA QUALITE DE LA SOUDURE.....20
I.6.1. Paramètres outils.....20
I.6.2. Vitesse de rotation.....23
I.6.3. Vitesse de soudage.....26
I.6.4. Charge axiale.....27
I.6.5. Angle d'inclinaison de l'outil.....28
I.7. PROPRIETES DU CORDON, CAS DES ALLIAGES D'ALUMINIUM.....30
I.7.1. Taille des grains.....30
I.7.2. Contraintes résiduelles.....31
I.7.3. Dureté du joint.....32
I.8. MODELISATION THERMIQUE EN FSW.....34
I.8.1. Introduction.....35
I.8.2. Modèles thermiques.....36
I.8.3. Sources de chaleur en FSW.....37
I.8.4. Les conditions aux limites.....38
I.9. ECOULEMENT DE LA MATIERE.....39
I.10. CONCLUSIONS.....43

II. CHAPITRE 2: ETUDE PRELIMINAIRE DES INTERACTIONS OUTIL/MATIERE EN FSW.....44

II.1. INTRODUCTION.....44
II.2. ETUDE DES TORSEURS CINEMATIQUES ET DES EFFORTS OUTIL/PIECE LORS DE L'OPERATION DE SOUDAGE FSW.....45
II.2.1. Référentiel et repérage.....45
II.2.2. Etude préliminaire de la cinématique de l'opération de soudage FSW.....46
II.3. EQUIPEMENT DES ESSAIS DE SOUDAGE FSW.....48
II.3.1. Outil FSW.....48
II.3.2. Machine de soudage par friction malaxage.....49
II.3.3. Mesure des actions mécaniques.....49
II.3.4. Protocole expérimental.....50
II.4. RECHERCHE DU POINT DE FONCTIONNEMENT.....51
II.5. DOMAINE DE SOUDABILITE.....55
II.6. ETUDE PRELIMINAIRE DES EFFORTS MECANIQUES DU FSW EN PHASE DE SOUDAGE.....56
II.7. CALCUL DE PUISSANCE ET D'ENERGIE EN PHASE DE SOUDAGE.....59
II.7.1. Influence de la vitesse de rotation.....61
II.7.2. Influence de la vitesse d'avance.....63
II.8. EFFET DYNAMIQUE DANS L'INTERACTION OUTIL/MATIERE.....64
II.9. ETUDE DE L'ECOULEMENT DE LA MATIERE EN FSW.....66
II.9.1. Modélisation numérique de l'écoulement.....66
II.9.1.1. Présentation du Modèle élémentaire 2 D proposé.....67
II.9.1.2. Résultats et interprétation de la simulation.....68
II.10. LA MODELISATION ANALOGIQUE EN FSW.....69
II.10.1. Choix de la plasticine pour le modèle.....69
II.10.2. Expérimentation du modèle analogique.....70
II.10.2.1. Loi de similitude.....71
II.10.3. Observation et analyse des flux de matière.....74
II.10.3.1. Observations dans le plan transversal.....74

II.10.3.2. Observations dans le plan longitudinal 76
II.10.3.3. Formation du flash 78
II.10.3.4. Formation des « onion rings » 79
II.11. CONCLUSIONS 80

III. CHAPITRE 3 : APPROCHE EXPERIMENTALE ET NUMERIQUE POUR L'ETUDE THERMIQUE DU FSW 81

III.1. INTRODUCTION 81
III.1.1. Présentation de la problématique 82
III.2. IDENTIFICATION DE ZONE DE L'OUTIL 82
III.3. IDENTIFICATION DES FLUX DANS L'OUTIL 83
III.4. PARTIE EXPERIMENTALE : MESURES DES TEMPERATURES DANS L'OUTIL 85
III.4.1. Positionnement des thermocouples 85
III.4.1.1. Instrumentation de l'outil FSW 86
III.4.1.2. Conception du dispositif de mesure 88
III.4.2. Mesure des températures dans l'outil 89
III.5. PARTIE NUMERIQUE IDENTIFICATION DES FLUX THERMIQUES DANS L'OUTIL : 91
III.5.1. Modèle numérique en éléments finis 92
III.5.2. Formulation du problème thermique 92
III.5.3. Algorithme d'identification des flux dans l'outil 94
III.5.4. Implémentation du modèle éléments finis sous MATLAB 98
III.6. BILAN ENERGETIQUE 102
III.7. CALCUL DES FLUX DANS LES PIECES A SOUDER 104
III.7.1. Définition et calcul du coefficient de partage du flux thermique 104
III.7.1.1. Calcul du coefficient de partage et des densités de flux dans les pièces à souder : 107
III.8. SIMULATION NUMERIQUE DU SOUDAGE 108
III.8.1. Présentation du modèle numérique de soudage FSW 108
III.9. CONCLUSION 110

IV. CHAPITRE 4: CARACTERISATION DU CORDON FSW 112

IV.1. INTRODUCTION 112
IV.2. LES ALLIAGES D'ALUMINIUM 113
IV.2.1. Microstructure et durcissement structural 114
IV.3. MICROSTRUCTURE ET PROPRIETES MECANIQUES DE L'ALLIAGE 2024 116
IV.3.1. Caractérisation du métal de base 2024-T3 118
IV.3.2. Etude de la taille des grains 120
IV.3.3. Analyse de composition chimique 122
IV.3.4. Analyse d'un précipité 123
IV.3.5. Essais de Micro dureté dans les trois plans sur le 2024-T3 125
IV.3.6. Défauts dans un cordon FSW 126
IV.3.6.1. Radiographie 126
IV.4. ANALYSE GEOMETRIQUE ET MACROGRAPHIQUE DU CORDON 127
IV.4.1. Les différentes zones du cordon et microstructure 128
IV.4.2. Microdureté du cordon 131
IV.5. ETUDE PARAMETRIQUE POUR LA CARACTERISATION MECANIQUE 135
IV.5.1. Essais de traction 135
IV.5.2. Influence de la vitesse de rotation N(tr/min) 137
IV.5.3. Influence de la vitesse d'avance Va (mm/min) 138
IV.5.4. Influence de l'effort de forgeage F(kN) 138
IV.5.5. Analyse des faciès de rupture 139
IV.6. CONCLUSIONS 141

Liste des figures

Figure I. 1.Principe du soudage par friction malaxage [1]. 9
Figure I. 2. Macrographie d'une soudure FSW de l'alliage 7075Al-T651 [2]. 10
Figure I. 3. Etapes du FSW [3]. 11
Figure I. 4. Schématisation du coté avance et recul lors du soudage FSW. 12
Figure I. 5. Principe du FSW par recouvrement [4]. 13
Figure I. 6. Principe du FSW par points [5]. 14
Figure I. 7. Configuration de l'outil à double épaulement [7]. 14
Figure I. 8. Symétrie du cordon FSW de 9mm d'épaisseur de nuance AA2195-T87obtenu par un outil à double épaulement (*bobbin tool*) [7]. 15
Figure I. 9. Assemblage de l'avion Eclipse 500 avec le procédé de FSW [10]. 17
Figure I. 10. Application du soudage par FSW par points [10]. 17
Figure I. 11.Technique de soudage des carrosseries des trains Hitachi 18
Figure I. 12. Bateau en aluminium construit en utilisant FSW [12]. 18
Figure I. 13. L'outil de MX Triflute TM [13]. 21
Figure I. 14. Différentes géométries du pion [8]. 22
Figure I. 15. Effet de la vitesse de rotation sur la microstructure [8]. 24
Figure I. 16. Effet de la vitesse de rotation sur la macrostructure des alliages d'aluminium (Vitesse de soudage =75mm/min, force axiale=8kN) [22]. 25
Figure I. 17. Relation entre la dureté du métal de base et la vitesse de rotation. 26
Figure I. 18. Présence des macro-pores dans les cordons FSW d'un alliage de magnésium AZ31 obtenus par une vitesse de soudage de 250mm /min (e), 300 (f), 400 (g), et 600 mm/min(h), avec la même vitesse de rotation et le même effort de forgeage [23] 27
Figure I. 19. Effet de la charge axiale sur la résistance à la traction [25] 28
Figure I. 20. Défauts obtenus sous différents angles d'inclinaison $\alpha = 1°$(a), $\alpha = 1{,}5°$(b), $\alpha = 3.5°$(c), $\alpha \geq 1°$(d) [26]. 29
Figure I. 21. Influence de l'angle sur la résistance à la traction et sur allongement N=1000 tr/min, Va= 2 mm/s [26]. 29
Figure I. 22. Effet de l'angle d'inclinaison de l'outil sur la structure du joint (L2 : 2° ; L2* :0 °) [27]. 29
Figure I. 23.Recristallisation du noyau d'un joint de soudure FSW [28] 30
Figure I. 24.Variation de la taille des grains dans le noyau et influence des vitesses [29]. 31
Figure I. 25. Texture du joint de soudure et orientation des grains [29]. 31
Figure I. 26. Contraintes résiduelles transversales et longitudinales d'un cordon FSW Al-6061-T6 [32]. 32
Figure I. 27. Relation entre la distribution des précipités et la dureté du joint [31]. 33
Figure I. 28. Profil de dureté à travers deux soudures 5083 O et 1080 O [35]. 33
Figure I. 29. Profil de dureté à travers un alliage 5XXX à l'état écroui [35] [33]. 34
Figure I. 30. Principales interactions physique au cours du FSW [36]. 36
Figure I. 31. Répartition des flux thermiques dans l'outil. 38
Figure I. 32. Conditions aux limites en FSW [3]. 39
Figure I. 33. Représentation des trois champs de vitesse [56]. 40
Figure I. 34. Modèle numérique d'écoulements en 3D [58]. 40
Figure I. 35. Suivi de l'écoulement d'une feuille de cuivre insérée entre deux plaques en aluminium [61] 41

Figure II. 1. Définition des repères liés à la machine (O0, X0, Y0, Z0) et à l'outil (o, x, y, z). 46
Figure II. 2. Représentation de la cinématique de l'outil FSW dans les différentes phases. 46
Figure II. 3. Représentation de la cinématique de l'outil FSW. 47
Figure II. 4. Géométrie de l'outil utilisé pour le soudage FSW. 48
Figure II. 5. Machine FSW (MTS) de l'institut de soudure. 49
Figure II. 6. Dessin du montage de la table dynamométrique pour FSW. 49
Figure II. 7. (a) Schéma de mise en position isostatique des plaques à souder. (b)Montage de bridage des plaques à souder. 50
Figure II. 8.Configuration géométrique. 52
Figure II. 9. Présentation des actions mécaniques sur l'outil FSW dans le repère (o,x,y,z). 57
Figure II. 10. Exemple des mesures brutes des efforts Fx, Fy, Fz et Mz. 58
Figure II. 11. Pourcentage de la puissance liée à l'avance. 60
Figure II. 12. Evolution du couple en fonction de la vitesse de rotation. 61
Figure II. 13. Évolution de l'énergie et de la puissance en fonction de la vitesse de rotation. 62
Figure II. 14. Evolution du couple en fonction de la vitesse d'avance. 63
Figure II. 15. Évolution de l'énergie et du couple en fonction de la vitesse d'avance. 64
Figure II. 16. Stries de la face supérieure d'un joint FSW (Va=120mm/min,N=350tr/min). 64

Figure II. 17. Analyse fréquentielle du couple lors du soudage (N=350tr/min, Va=120mm/min). 65
Figure II. 18. Modèle d'écoulement laminaire avec obstacle. 67
Figure II. 19. Lignes de courant autour du cylindre(a) sans rotation(b) avec rotation. 68
Figure II. 20. Différentes modes d'empilement et directions de soudage. 71
Figure II. 21. Dispositif expérimental pour le modèle analogique. 71
Figure II. 22. Comparaison de la rhéologie du cordon FSW (a) la plasticine (b) aluminium. 75
Figure II. 23. Présence des défauts. (a)plasticine (N=100tr/min, Va=20mm/min) (b) essai sur aluminium. 75
Figure II. 24. Visualisation de l'évolution spatiale et temporelle de l'écoulement. 76
Figure II. 25. Coupes longitudinales d'un cordon FSW (300tr/min, Va=100mm/min;F=15kN) à différentes profondeurs de la surface (A-A : p1=0.5, B-B : p2=1.5, C-C : p3=2.75). 77
Figure II. 26. Influence de l'épaulement et du bout de l'outil sur la matière. 77
Figure II. 27. Visualisation de l'écoulement autour du pion. (c)[78] 78
Figure II. 28. Formation du flash (coté avance). 78
Figure II. 29. Mouvements Vortex derrière l'outil. 79
Figure II. 30. Observation d'un cordon FSW(N=400 rpm,Va=120 mm/min), (a) plan (XY) ;(b) plan (ZY) ;(c) plan (XY)[79]. 79

Figure III. 1. Identification des zones de contact outil/matière. 83
Figure III. 2. Flux thermiques mis en jeu lors du soudage par friction malaxage. 84
Figure III. 3. Positionnement des thermocouples. 86
Figure III. 4. Positionnement des thermocouples dans l'outil. 87
Figure III. 5.Dispositif expérimental pour la mesure des températures. 89
Figure III. 6. Évolution de la température aux cours du FSW. 90
Figure III. 7. Schématisation d'une boucle de comparaison. 91
Figure III. 8. Modèle éléments finis de l'outil FSW (maillage volumique). 92
Figure III. 9.Conditions aux limites appliquées sur l'outil. 94
Figure III. 10. Évolutions de la température au point de mesure C1. 95
Figure III. 11.Évolutions des flux au cours des différentes étapes de FSW. 95
Figure III. 12. Représentation schématique de l'algorithme récurrent pour l'évaluation des flux dans l'outil FSW. 97
Figure III. 13. Identification des flux dans l'outil pendant la phase de soudage. 99
Figure III. 14. Champ de température dans l'outil FSW. 100
Figure III. 15. Evolution de la température dans les différents points de contrôle. 100
Figure III. 16. Pourcentage de l'apport du flux thermique pour les différentes zones de l'outil. 101
Figure III. 17. Présentation d'un bilan énergétique en FSW. 102
Figure III. 18.Schématisation de la distribution des aspérités dans un contact glissant. 105
Figure III. 19. Distribution du flux thermique généré par frottement entre deux solides en contact [89]. 106
Figure III. 20. Présentation des conditions aux limites du FSW. 109
Figure III. 21. Champ de température dans les pièces à souder. 110

Figure IV. 1. Illustration de la formation d'alumine [96]. 114
Figure IV. 2. Dispersoïdes dans l'alliage 2024[96] 116
Figure IV. 3. Séquence de précipitation du système Al-Cu[92]. 118
Figure IV. 4. Diagramme binaire Al-Cu. 119
Figure IV. 5. Limites de solubilités des zones GP et des phases θ', θ" et θ dans un alliage Al-Cu [93]. 119
Figure IV. 6. Observation des grains de l'alliage 2024-T3 repère(T,L,V). 120
Figure IV. 7. Effet du laminage sur la taille des grains dans le plan (V,L) 121
Figure IV. 8. Analyse de la taille des grains (L,T). 122
Figure IV. 9. Spectre de la composition chimique des phases du matériau de base. 123
Figure IV. 10. Image d'analyse chimique linéaire d'un précipité du matériau de base 2024-T3. 124
Figure IV. 11. Spectre de composition chimique d'un précipité par balayage linéaire. 124
Figure IV. 12. Variation de dureté dans les trois directions. 125
Figure IV. 13. Principe de contrôle par radiographie [97]. 126
Figure IV. 14. Exemple d'une radiographie d'un cordon FSW. 127
Figure IV. 15. Techniques d'observations de la ZATM (a)Scanner, (b) microscopie optique, (c)binoculaire. 128
Figure IV. 16. Détection de l'enveloppe d'un cordon FSW (a)binarisation, (b) filtrage+lissage, (c)détection 128
Figure IV. 17. Les différentes zones du cordon. 129
Figure IV. 18. Limites des zones dans un cordon FSW. 129
Figure IV. 19. Microstructure du noyau. 131
Figure IV. 20. Microstructure du sous épaulement. 131
Figure IV. 21. Profil de micro dureté à mi épaisseur du cordon (N=320 tr/min, Va=120 mm/min, Fz=15kN). 132
Figure IV. 22. Mappage de dureté d'un cordon FSW (350tr/min,Va=120mm/min,F=15kN). 133
Figure IV. 23. Filiation de dureté (300tr/min,400tr/min). 134

Figure IV. 24. Fraction volumique des co-clusters Cu-Mg simulée après une maturation à l'ambiante infinie au travers du joint [100].....134
Figure IV. 25. Eprouvette normalisée de traction 136
Figure IV. 26. Machine de traction Instron (laboratoire Mécasurf). 136
Figure IV. 27. Courbes de traction (Métal de base et cordon FSW (N=350tr/min,Va=150mm/min,F=15kN).....137
Figure IV. 28. Influence de la vitesse de rotation sur Re, Rm et l'allongement A% à F=15kNet Va=120mm/min..137
Figure IV. 29. Influence de la vitesse d'avance sur Re, Rm et l'allongement A% à F=15kNet Va=120mm/min. 138
Figure IV. 30. Evolution de Re, Rm et A% en fonction de l'effort de forgeage F. 139
Figure IV. 31. Localisation de zone de rupture sur l'éprouvette de traction (N=320tr/min, Va=120, F=15kN).....140
Figure IV. 32. Faciès de rupture issu des essais de traction. 140
Figure IV. 33. Localisation des points d'analyse chimique réalisée par EDS-X. 141

Introduction générale :

En FSW, le soudage se produit au-dessous de la température de solidus des métaux. Ce procédé permet l'assemblage des alliages difficilement soudables, tel que les alliages de l'aluminium série 2000 et 7000, par les procédés de soudage traditionnels. Les cordons FSW sont généralement de haute qualité métallurgique et quasiment sans défaut tels que porosités ou criques de refroidissement. Dans ce procédé le métal d'apport n'est pas nécessaire. L'opération de soudage est assurée par le malaxage de la matière des pièces à souder avec un outil non consommable. Ce procédé est très fiable pour le travail automatique, donc peu coûteux une fois intégré dans une chaîne de fabrication pour des géométries simples.
Depuis sa découverte, plusieurs travaux de recherche ont été menés afin de décrire les interactions entre les paramètres du procédé et les propriétés mécaniques et microstructurales du cordon FSW. Ces travaux ont permis d'acquérir une connaissance capitale en FSW et de qualifier le cordon FSW.
Dans ce cadre, nous développons durant cette thèse des méthodes permettant de contribuer à la maîtrise de l'interaction procédé/produit. Ainsi, nous étudions la physique de l'interaction outil/matière et son impact sur la qualité d'un cordon FSW.
Dans le chapitre I, nous présentons une étude bibliographique introduisant le soudage par friction malaxage et ces différents domaines d'application. Une étude synthétique est présentée pour définir les paramètres permettant d'influencer la qualité d'un cordon FSW et donner une vue complète sur les axes de recherche abordés. Nous présentons quelques travaux basés sur des méthodes numériques et expérimentales afin d'identifier les complexités rencontrées dans l'étude de ce procédé.

Le chapitre II présente une étude préliminaire de l'interaction mécanique outil/matière.
Cette étude servira, d'une part, à déterminer un domaine de soudabilité pour la suite des travaux. D'autre part, à une étude de l'aspect énergétique du procédé. Nous avons donc quantifié la puissance consommée lors du FSW, ainsi nous avons déterminé quantitativement l'effet de la vitesse de rotation et de la vitesse d'avance sur la puissance fournie lors du soudage.

Nous abordons dans ce chapitre, les écoulements de la matière et leurs rôles dans la formation du cordon. Cette étude est basée sur deux modèles. Nous présentons un premier modèle numérique

2D permettant de décrire l'écoulement autour du pion. Le deuxième modèle présenté, dit analogique, est basé sur l'expérimentation et l'utilisation d'un matériau modèle permettant de produire les écoulements lors du FSW.

Le chapitre III est consacré à l'étude thermique du FSW. Le découplage entre l'écoulement de la matière et les flux thermiques permet de réduire la complexité du problème.
Dans ce chapitre, nous proposons une méthode permettant d'identifier la répartition des flux thermiques rentrants dans l'outil. Cette identification permettra, dans la suite, d'estimer les flux appliqués sur les plaques à souder. Ces flux nous ont permis de présenter un modèle numérique thermique du procédé au cours du soudage permettant une meilleure compréhension de la répartition de chaleur dans les pièces à souder.

Le chapitre IV est consacré à la caractérisation du joint de soudure FSW par l'intermédiaire des propriétés mécaniques et les changements microstructuraux.
Les modèles thermiques et mécaniques présentés dans les chapitres précédents ont permis d'expliquer l'aspect morphologique, mécanique et métallurgique des cordons obtenus.

A travers un domaine de soudabilité, nous avons pu qualifier les caractéristiques mécaniques des cordons FSW, ainsi de trouver des corrélations entre paramètres procédé et qualité de cordon.

I. Chapitre 1 : Présentation du soudage par friction malaxage

I.1. Introduction

Ce chapitre est basé sur une étude bibliographique décrivant le procédé du soudage par friction malaxage et ses verrous scientifiques. Ceci permet dans un premier temps de présenter les thèmes de recherche abordés dans la littérature et ainsi orienter nos objectifs pour la compréhension de la physique du procédé et sa qualification.

Dans une première partie, nous présentons le procédé et ces variantes technologiques. Cette partie décrit les différents paramètres du procédé, et représente son intérêt industriel.

Une deuxième partie est consacrée à la présentation de l'influence des paramètres plus les pertinents du procédé sur la qualité du cordon FSW.

Dans la troisième partie, nous présentons quelques modèles numériques et analytiques du procédé. Dans ce cadre, nous mettons l'accent sur les modèles thermiques ainsi que des modèles mécaniques décrivant les écoulements de la matière au cours du soudage. Ces modèles sont généralement approuvés par des essais expérimentaux.

I.2. Soudage par friction malaxage

Le FSW, breveté par le TWI (The Welding Institute) en 1991, est une technique récente dans le domaine de l'assemblage et de la soudure. Cette méthode est jugée très efficace et utile, pour joindre les matériaux non ferreux tels que les alliages d'aluminium et de cuivre. Le développement de ce procédé a permis le soudage des métaux difficilement soudables avec les procédés conventionnels.

I.2.1. Principe et généralités

Le principe du FSW consiste à malaxer et plastifier la matière par l'intermédiaire de la chaleur fournie par le frottement entre l'outil et les pièces à souder. Ces dernières sont maintenues rigidement pour éliminer tout mouvement lors du malaxage, ce bridage particulièrement important peut générer des problèmes de contraintes résiduelles après le refroidissement du cordon.

En théorie, l'outil utilisé dans ce procédé est non consommable. Il assure le malaxage de la matière avec l'assistance de la chaleur crée par le frottement outil/matière. Il est composé de deux parties, un épaulement qui frotte sur la surface des pièces à souder, et un pion assurant la fonction de malaxage (voir figure I.1).

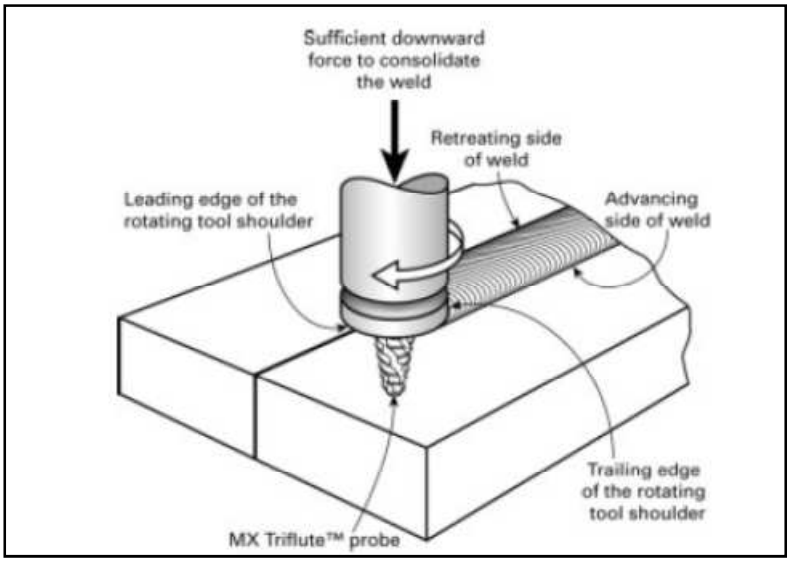


Figure I. 1.Principe du soudage par friction malaxage [1].

Lors du soudage, l'outil non consommable tournant à grande vitesse pénètre lentement dans le plan de joint des pièces jusqu'à ce qu'il y ait contact entre la surface de l'épaulement et la matière

produisant ainsi un flux de chaleur par frottement (voir figure I.1). Un effort de maintient est nécessaire pour forger la matière. Cette étape est appelée phase de plongée ou de pénétration.

Après cette étape, l'outil tournant est animé d'un mouvement d'avance, ainsi la matière est malaxée par ce mouvement combiné.

L'évolution temporelle de la température, ainsi que les déformations plastiques du matériau au cours de l'opération de soudage par friction malaxage provoquent des transformations métallurgiques dans la structure du joint soudé. La macrographie d'un joint de soudure obtenue par friction malaxage comporte quatre zones principales présentant des microstructures et des propriétés différentes.

La figure I.2 présente la macrostructure typique d'un joint FSW avec la dénomination des différentes zones.

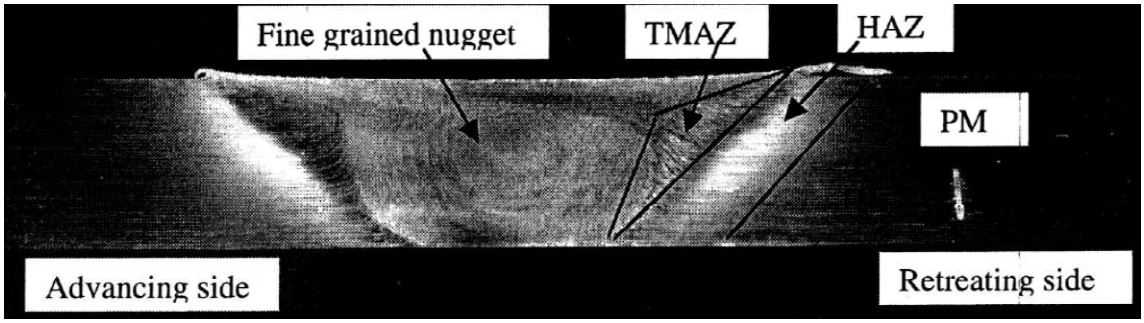


Figure I. 2. Macrographie d'une soudure FSW de l'alliage 7075Al-T651 [2].

- Métal de base : les caractéristiques mécanique et métallurgique de cette zone restent invariantes après le soudage.
- Zone affectée thermiquement (ZAT ; *HAZ* : *Heat Affected Zone)* : siège de modifications métallurgiques du métal de base. Dans cette zone, le matériau n'a pas subi de déformation plastique. Mais il a subi un changement microstructural du à l'élévation de la température. Les changements subis dans cette zone sont très semblables à ceux observés dans les zones affectées thermiquement avec des procédés de soudage classiques.

  La ZAT est généralement une zone critique au niveau des propriétés mécaniques. Elle marque la zone de rupture pour la plupart des essais de traction d'un cordon FSW d'un alliage d'aluminium [2].
- Zone affectée thermo-mécaniquement (ZATM ; *TMAZ* : *Thermo-Mechanically Affected Zone*) : Cette zone est à la fois affectée par la température et la déformation plastique provoquée par le pion. Elle est caractérisée par les déformations plastiques générées par le mouvement de l'outil. La

combinaison du mouvement d'avance et de rotation de l'outil provoque une asymétrie de cette zone par rapport à son axe. Les grains subissent un allongement dans des directions marquant ainsi les directions d'écoulement de la matière autour de l'outil.

- Le noyau de la soudure (ou *nugget)* subit la plus grande déformation plastique et la température atteint des valeurs maximales. A cette température les précipités présents peuvent se dissoudre et les intermétalliques sont broyés et répartis par la grande déformation plastique. Le noyau subit une recristallisation dynamique. La structure cristalline du métal de base est complètement régénérée pour obtenir une structure plus fine (diamètre des grains de quelques micromètres). Elle se caractérise également par la présence d'ellipses concentriques dite *onion rings*. Cette zone occupe le centre de la soudure ainsi que la partie supérieure de la zone d'attaque.

  Nous pouvons aussi observer une zone dite *Flow Arm*, qui se situe au-dessus du noyau dans la partie supérieure du joint. Elle se forme quand l'épaulement vient forger la matière et sa microstructure est entièrement recristallisée.

I.2.2. Les différents types de soudage par friction malaxage

Depuis son invention, le processus de FSW ne cesse de s'améliorer afin de pouvoir prendre sa place dans le domaine de la soudure et être adapté à la productivité industrielle. Le FSW est utilisé dans la plupart des cas pour le soudage des alliages d'aluminium. Le processus de FSW peut être classifié en trois types : le soudage bout à bout, le soudage par recouvrement et le soudage par point.

I.2.2.1. Soudage bout à bout

Le soudage bout à bout consiste à assembler deux pièces mises en contact et généralement immobilisées par bridage pour éviter leurs écartements. Il permet de réaliser des codons de soudures linéaires. La soudure est effectuée principalement en trois étapes successives.

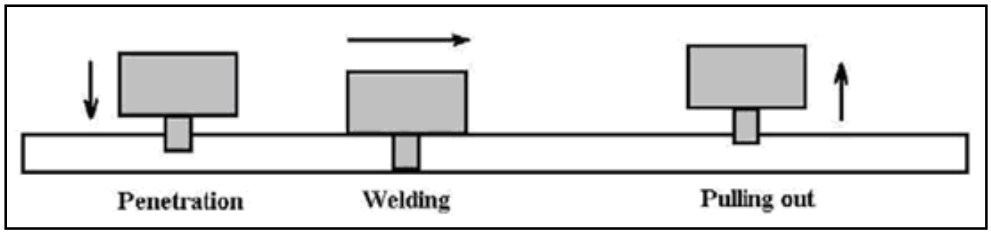


Figure I. 3. Etapes du FSW [3].

Phase de pénétration : le pion pénètre progressivement dans le plan de joint des deux pièces à souder, on lui applique une force normale jusqu'à ce que l'épaulement soit en contact avec les pièces. L'outil reste dans cette position pendant un temps de maintien appelé (*dwell time*) pour créer la quantité de chaleur suffisante pour ramollir la matière.

Phase de soudage : une fois la température de soudage (état ramolli de la matière) atteinte, le pion tournant commence à avancer le long de la ligne de joint (autre configuration possible : déplacement de la table), ainsi on assure le malaxage de la matière entre les deux pièces. Un effort appelé effort de forgeage est appliqué sur l'outil est maintenu pendant cette phase. La matière malaxée est déformée plastiquement et constitue le cordon de soudure. Le cordon obtenu n'est pas symétrique. En effet, le mouvement combiné de rotation et d'avance donne naissance à deux côtés :

- Un coté avance (*advancing side*) où le sens de la vitesse de rotation de l'outil coïncide avec sa vitesse d'avance.
- Un coté recul (*retreating side*) où le sens de la vitesse d'avance de l'outil s'oppose à sa vitesse d'avance.

La figure suivante illustre les deux cotés lors du soudage FSW :

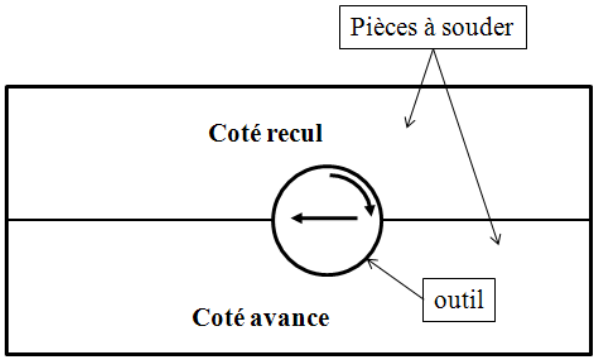


Figure I. 4. Schématisation du coté avance et recul lors du soudage FSW.

Lors de son passage, l'outil forme des stries le long du cordon, origine du frottement épaulement/ matière ainsi que des bavures aux bords (*flash* de matière).

Phase de retrait : une fois le cordon réalisé, le pion est retiré du joint en laissant un trou à l'extrémité du cordon, un outil à pion rétractable permet d'éviter la formation de ce trou. Dans ce cas, l'épaulement reste en contact avec la matière jusqu'à la fin de retrait du pion.

I.2.2.2. Soudage par recouvrement

La procédure du soudage FSW par recouvrement est semblable à celle d'une soudure bout à bout avec par seule différence la disposition des pièces à souder. Par conséquent, il y a une complexité additionnelle liée au transfert thermique réel entre les deux pièces. L'outil utilisé pour les joints de recouvrement est différent de celui utilisé pour le soudage bout à bout afin qu'il puisse malaxer les deux matériaux.

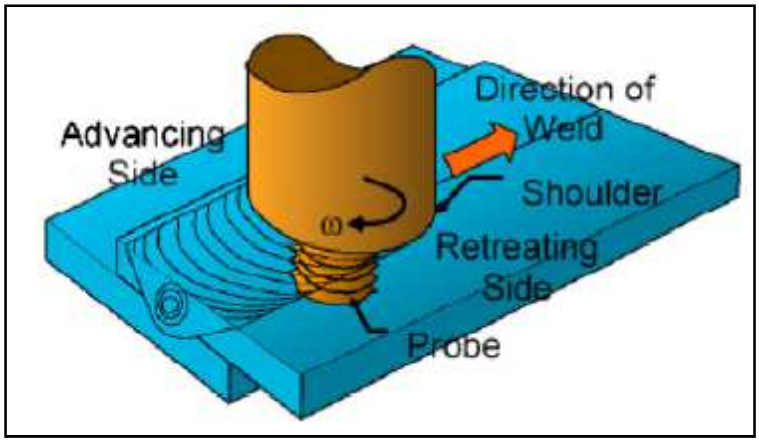


Figure I. 5. Principe du FSW par recouvrement [4].

Les paramètres de processus tels que la pression d'outil et sa géométrie ainsi que l'isostatisme des tôles jouent un rôle très important dans la qualité de la soudure. Plusieurs recherches sont effectuées pour qualifier ce type de soudage, dans le but remplacer le rivetage principalement dans le domaine aéronautique [4].

I.2.2.3. Soudage par points

Le soudage par points par friction malaxage est un processus relativement récent permettant un assemblage par point de différents alliages. Le malaxage de la matière de deux pièces généralement superposés crée un point de soudure.

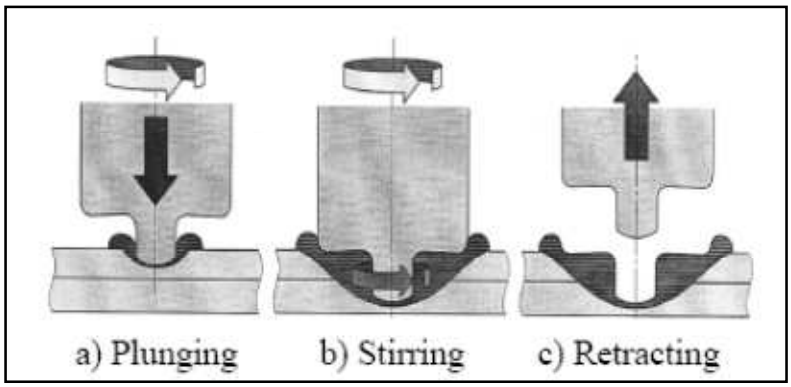


Figure I. 6. Principe du FSW par points [5].

La figure I.6 montre les différentes étapes de ce type de soudage. L'outil tournant pénètre progressivement jusqu'à 80% environ de l'épaisseur des plaques à souder avec une force normale [6]. À la différence des autres types de soudage par friction malaxage, l'outil ne se déplace pas dans la direction transversale pour former un cordon continu. Une fois la phase de plongée finie, l'outil est maintenu dans sa position avec une force stable pendant un temps approprié pour produire la quantité de chaleur suffisante pour déformer et malaxer les deux matériaux. La phase finale est le retrait de l'outil. Le développement d'un outil escamotable a permis d'améliorer la qualité de ce type de soudage. En effet, lors de la phase de retrait seulement le pion est retiré de la matière. L'épaulement est maintenu pour emprisonner la matière dans le point de soudure.

Le soudage FSW par point est mis en œuvre par l'industrie de l'automobile vu ses aspects rentables et productifs. Ce procédé est semblable dans son concept et son aspect au soudage par points par résistance.

I.2.2.4. Outil à deux épaulements (bobbin tool)

L'outil à deux épaulements permet de pincer les deux pièces à souder, l'apport de chaleur s'effectue par frottement sur les deux faces des pièces. Le défaut dû à la pénétration de l'outil ordinaire est éliminé.

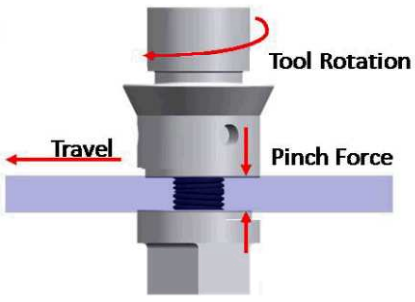


Figure I. 7. Configuration de l'outil à double épaulement [7].

Pour plonger l'outil dans les pièces, il faut percer au préalable un trou pour insérer le pion. Une fois que le pion et l'épaulement supérieur sont en place, l'épaulement inférieur est vissé sur le pion.

Cette technologie permet de souder les pièces d'épaisseur importante. Elle donne un aspect symétrique de propagation de la température.



Figure I. 8. Symétrie du cordon FSW de 9mm d'épaisseur de nuance AA2195-T87obtenu par un outil à double épaulement (*bobbin tool*) [7].

I.3. Avantage et inconvénients

Le procédé du FSW possède plusieurs avantages, on se contentera d'en citer quelques-uns :

- Excellente répétabilité, très bonne reproductibilité et possibilités d'automatisation.
- Aucun consommable, pas besoin de métal d'apport.
- Assemblages de haute qualité ayant une bonne structure métallurgique (le matériau n'atteint pas sa température de fusion).
- Des matériaux dissemblables peuvent être assemblés, comme l'aluminium avec le cuivre et de l'acier [8].
- Peu de déformations après soudage en raison des temps de soudage courts et des faibles températures atteintes.
- Elargissement de la gamme des matériaux soudables.
- Pas de préparation spéciale des pièces (attention toutefois aux oxydes) comme l'alumine pour le soudage des alliages d'aluminium.
- Nombre réduit des variables de soudage.
- Procédé de soudage plus rapide que les procédés de soudage conventionnels.
- Possibilité d'assembler des pièces de sections fortement différentes à condition de prendre certaines précautions [9] [7].

- Économique : le soudage par friction permet de réaliser d'importantes économies sur le coût des pièces soudées (économie en temps, en matériau).
- Soucieux de l'environnement : pas de gaz de protection, pas de fumées de soudage ou rayonnement.

Bien que son utilisation demande une licence du TWI, les limitations du FSW sont en train de diminuer vu le développement rapide de ce procédé. Parmi les inconvénients on peut citer :

- Investissement important.
- Maintient rigide des pièces à souder contrairement à d'autres procèdes de soudage (génération des contraintes).
- Besoin d'un dispositif d'appui (enclume ou support adapté).

I.4. Applications

Pour des exigences élevées en termes de qualité du joint de soudure, le FSW présente un recours efficace puisqu'il permet d'avoir des qualités de joints de soudures proche des caractéristiques mécaniques du métal de base dans certaines configurations, ce qui est difficile à atteindre avec des procédés de soudage traditionnels.

Le procédé de FSW trouve un domaine d'application plus vaste avec son potentiel pour souder des matériaux difficiles à réunir par fusion. Il permet des progrès pour le soudage des alliages d'aluminium. Pour ces nombreux avantages, l'industrie et la recherche s'investissent pour étendre son domaine d'application à des matériaux de résistance mécanique plus élevée ou pour l'assemblage des matériaux différents (exemple assemblage titane-acier).

Durant la dernière décennie, le soudage par friction malaxage a été exploré par plusieurs industries tel que l'aérospatial, l'automobile, la marine, l'armement.



Figure I. 9. Assemblage de l'avion Eclipse 500 avec le procédé de FSW [10].

La société Norvégienne « Marine Aluminium » a été le premier fabricant à utiliser ce procédé [11].

Les constructeurs automobiles ont utilisés le FSW pour diverses applications surtout pour remplacer le rivetage. Par exemple, les portes arrières de la Mazda Mx-5. Le constructeur Ford utilise le FSW pour l'assemblage des éléments de suspension et des ouvrants comme le capot ou les portes.



Figure I. 10. Application du soudage par FSW par points [10].

Dans le domaine aérospatial, Boeing a trouvé une voie pour le FSW avec la construction des réservoirs de carburant des fusées Delta. L'ancien procédé (TIG) était très coûteux étant donné les défauts à diminuer et à réparer ainsi que la préparation des surfaces à souder. Boeing a réalisé une réduction du coût de soudure. En utilisant le FSW pour le soudage du fuselage et des ailes de l'avion Eclipse 500, le nombre de rivets a diminué de 60 à 70 %.

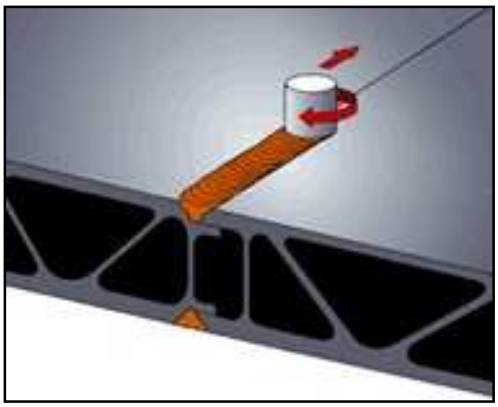


Figure I. 11.Technique de soudage des carrosseries des trains Hitachi

Au Japon, Le processus de FSW est utilisé dans la production de structures de trains en aluminium, ainsi que pour la construction de bateaux à structure aluminium (figures I.11, I.12).



Figure I. 12. Bateau en aluminium construit en utilisant FSW [12].

Le tableau ci-dessous référence les utilisations du soudage par friction malaxage les plus populaires.

Tableau I. 1.grandes Applications du FSW [11].

Year	Application	Company
1995	*Hollow heat exchangers	Marine Aluminum, Norway
1996	*Commercial shipbuilding	Marine Aluminum, Norway
1998	Delta II rockets	Boeing, US
1999	*Commercial shipbuilding	SAPA, Sweden
2000	*Automotive components	SAPA, Sweden
2000	Laser system housings	General Tool, US
2001	*Motor housings	Hydro Aluminum (formerly Marine Aluminum), Norway
2001	*Automotive components	Showa, Japan
2001	*Train bodies	Hitachi, Japan
2002	*Automotive components	Tower Automotive, US
2003	Aircraft structure	Eclipse, US
2003	*Commercial shipbuilding	Advanced Joining Technologies, US
2004	Space shuttle external tanks	Lockheed Martin, US
2004	Food trays	RIFTEC, Germany

I.5. Paramètres

Le FSW est un procédé complexe lié à des phénomènes thermiques, mécaniques, métallurgiques et à leur couplage lors du soudage. Cela rend la prévision de la qualité de la soudure en FSW très difficile. Ces phénomènes dépendent de plusieurs paramètres qui peuvent être classés en trois types : les paramètres du procédé, de l'outil et des pièces à souder.

Les différents paramètres du soudage par FSW sont :

- **Paramètres procédés**
- vitesse de rotation.
- vitesse d'avance (pendant les 3 phases).
- effort sur l'outil dans le cas du soudage piloté en effort.
- pénétration dans le cas du soudage piloté en position.
- angle d'inclinaison de l'outil.
- **Paramètres outils**
- géométrie du pion.
- géométrie de l'épaulement.
- matériaux.
- **Paramètres associés à l'environnement du procédé**
- épaisseurs des pièces.
- gradient de température.

- nuance des matériaux.
- nature de l'assemblage (même matériaux ou pas)
- caractéristique chimique et physique des matériaux tel que la conductivité thermique, la capacité thermique…

I.6. Influence des paramètres du procédé sur la qualité de la soudure

Malgré la simplicité de la mise en œuvre de ce procédé, il existe plusieurs paramètres qui agissent sur la qualité du joint de soudure. Si ces paramètres ne sont pas optimisés, des défauts comme les porosités, les criques de refroidissement et des bavures peuvent être formés. De diverses combinaisons de choix de ces paramètres peuvent conduire au même type de défauts, d'où la difficulté pour qualifier un domaine de soudabilité. Plusieurs recherches sont réalisées pour identifier la relation entre ces paramètres et leurs influences sur la qualité mécanique et métallurgique du joint de soudure.

I.6.1. Paramètres outils

L'outil de soudure en FSW conventionnel se compose de deux parties, un épaulement et un pion, (figure I.1). Ce dernier possède une grande importance. On peut dire qu'il est l'acteur principal dans une opération de FSW. C'est lui qui assure la friction et le malaxage de la matière. Sa forme a une influence directe sur la dimension et la qualité des joints.

En effet, la géométrie de l'épaulement influe directement sur la quantité de chaleur résultante par frottement. La forme du pion influe sur la génération de la chaleur, l'écoulement plastique et le malaxage de matière au sein de la soudure. Des recherches sont menées pour améliorer la géométrie des outils, surtout celles présentées par le TWI.

Plusieurs conceptions d'outil ont été développées et brevetées par TWI comme l'outil MX Triflute TM comportant des reliefs sous forme de nervures hélicoïdales dans le but d'augmenter l'effet de malaxage du métal qui donne un meilleur écoulement de matière.



Figure I. 13. L'outil de MX Triflute TM [13].

Dans le but de la compréhension du phénomène d'écoulement de matière à travers différentes configurations d'outil, ZHAO et *al* [14] ont conçu quatre pions pour le soudage de l'alliage 2014 par FSW. Leurs résultats montrent bien l'effet significatif de la géométrie et la conception du pion sur la structure soudée. La résistance à la traction peut atteindre 75% de celle du métal de base en utilisant un pion fileté vu l'absence des vides et la symétrie relative du joint.

Dans leurs études expérimentales sur l'alliage d'aluminium AA2219, K. Elangovan et V. Balasubramanian [15] ont montré que le profil de pion jouait un rôle important sur la qualité de la soudure. Ils ont utilisé cinq formes différentes de pion (cylindrique, cylindrique filetée, conique triangulaire et carrée). Les profils avec des facettes plates (carrées, rectangulaires) sont associés à une excentricité ce qui permet la circulation du flux de matière autour du pion. L'analyse macrostructurale des joints de soudure montre l'absence des défauts dans le noyau dans le cas du profil carré, ce qui met en évidence l'importance de la forme de l'outil. Des essais de dureté ont montré qu'avec le profil carré, on obtenait la dureté la plus élevée dans le noyau. Ceci est corrélé avec l'analyse de la microstructure où on observe une taille moyenne du grain plus fine avec le profil carré. Ces mêmes chercheurs ont observé que le diamètre de l'épaulement influe sur la structure des joints, ils ont remarqué que des défauts étaient présents si on utilisait des rapports de diamètre épaulement/pion égales à 3.5 ou 2.5 [16]; les meilleurs qualités mécaniques (essai de traction) du joint de soudure sont obtenus avec un rapport égale à 3.

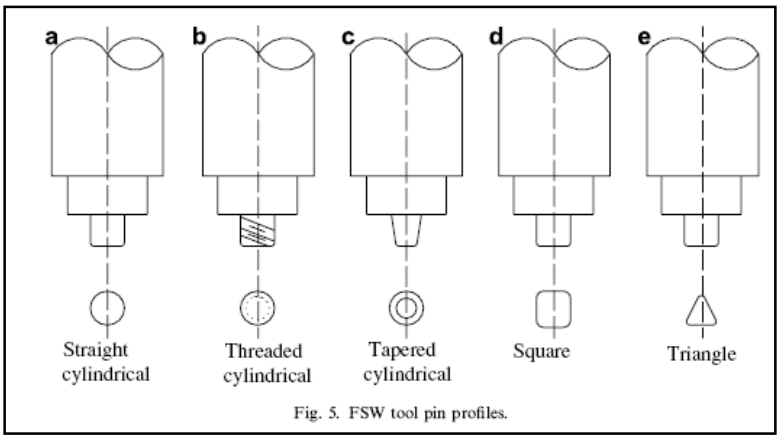


Figure I. 14. Différentes géométries du pion [8].

Ils ont remarqué que avec un diamètre supérieur à 18 mm, les zones (ZAT, ZATM) sont plus larges ce qui réduit les qualités mécaniques (résistance à la traction) du joint, de même un diamètre plus petit provoque des défauts au niveau du noyau dus au manque d'apport de chaleur du aux frottements.

Dans le cadre d'une étude portant sur l'influence de la géométrie de l'épaulement sur la microstructure et la tenue mécanique du joint d'aluminium 6082 T6 obtenues par FSW [10], A. Scialpi *et al.* [17] ont obtenu des meilleures qualités de surface de la soudure avec un outil qui comporte à la fois une cavité et un filet au niveau de l'épaulement. Les essais de traction transversale sur des joints obtenus par trois types d'épaulement ont montré une très grande similarité. Par contre, de grandes différences ont été observées lors des essais de traction suivant la direction longitudinale du cordon. Les meilleures qualités sont obtenues par l'outil TCF (cavité+filet). En plus une légère différence de la taille des grains été observée due à la variation de l'apport de chaleur de chaque types d'épaulement.

Les études expérimentales de J.C McClure [18] ont montré l'efficacité d'avoir des filetages dans le pion avec un nombre de filet précis. Le pion restant immergé dans la matière jusqu'à la phase de refroidissement, J.C McClure *et al.* ont analysé différentes sections avec ce cas de configuration. Cette technique est appelée stop action.

Le cuivre utilisé comme traceur a permis d'observer le mouvement flux de matière au cours du soudage. Les filets permettent une meilleure agitation de la matière, seuls les joints de soudure obtenus avec le plus faible nombre de filets par millimètre possèdent certains micropores.

Une étude menée par M.K Kulekci [19] analyse l'effet du diamètre de pion sur la tenue en fatigue des joints soudés par recouvrement en FSW. Une augmentation du diamètre a pour effet une diminution de la tenue en fatigue. Ce qui peut être expliqué par l'élargissement des zones

affectées thermiquement. Les auteurs concluent qu'une optimisation entre la vitesse rotation de l'outil, son diamètre et la vitesse de soudage sera nécessaire pour obtenir une meilleure tenue en fatigue des structures soudées par recouvrement.

G. Buffa *et al.* [20] présente une étude basée sur un modèle éléments finis 3D pour évaluer l'influence de la variation de la conicité du pion sur le processus du FSW. Avec ce modèle il conclut que les températures globales et maximales de la zone de soudure augmentent avec l'augmentation de l'angle du pion. Ainsi les zones affectées thermiquement sont plus larges.

D'autre part cette augmentation provoque une distribution plus uniforme du champ de température et un meilleur écoulement de matière ce qui est favorable pour la réduction des contraintes résiduelles et des déformations. Ces effets restent limités à des angles et des vitesses d'avance optimisés. De ce fait, le modèle fournit un outil efficace pour le choix optimal de certains paramètres du FSW.

Il faut noter aussi que les nuances des matériaux utilisés dans la fabrication de l'outillage de FSW sont souvent inaccessibles pour des raisons de confidentialité et des brevets liés à ces informations.

Il est évident que le choix d'un outil dépend de plusieurs critères tels que l'épaisseur et la nuance des pièces à souder, le type de soudage à effectuer et bien évidemment sa rentabilité.

I.6.2. Vitesse de rotation

En soudage FSW, le malaxage de la matière est assuré par le mouvement combiné de rotation de l'outil et de sa vitesse d'avance, de même pour la génération de la quantité de chaleur entrante. Il est donc important dans une opération de soudage par friction malaxage de bien choisir la vitesse de rotation de l'outil. Cette vitesse peut prendre des valeurs dans un large intervalle, et dépend de plusieurs critères principalement la nuance des matériaux à souder. Généralement la variation des vitesses de rotation de l'outil est imposée par les caractéristiques de la machine.

Parmi les travaux qui montrent que la vitesse de rotation est une variable significative dans le processus de soudage par friction malaxage, on trouve ceux de K. Elangovan ***et al.*** [8]. Ils expliquent qu'une augmentation de la vitesse de rotation provoque des températures plus élevées au sein du joint de soudure donc un refroidissement plus lent. D'une part, une vitesse de rotation très élevée provoque un excès de formation de bourrelets de matières. D'autre part, une vitesse de rotation moins rapide provoque une faible agitation de matière.

Pour une même géométrie de l'outil, une vitesse d'avance constante égale à 0.76 mm/s et une force axiale de 12KN, trois vitesses de rotation d'outils différents ont été utilisées pour observer l'influence de cette vitesse. Les joints obtenus avec une vitesse de rotation égale à 1600 tr/mn ont présenté une meilleure résistance à la traction. Avec cette vitesse on obtient une granulométrie plus fine et une meilleure dureté.

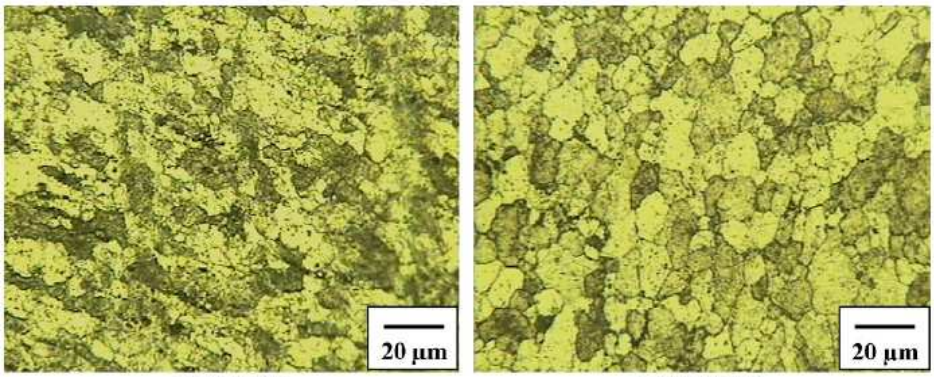


Figure I. 15. Effet de la vitesse de rotation sur la microstructure [8].

Ils ont conclu qu'une vitesse de rotation optimale mène à une microstructure plus fine et une dureté plus élevée.

Une autre étude importante de Y.G. Kim *et al* [21] prouve qu'une vitesse de rotation très rapide associée à une force axiale importante et une lente vitesse de soudure provoque un excès de bavures. Ainsi une vitesse de rotation lente provoque des cavités. Leurs travaux ont illustré que ce dernier type de défaut peut être observé lors d'une agitation anormale (vitesses de rotation et soudages rapides) de la matière.

Une tentative a été effectuée par V. Balasubramanian pour établir une relation empirique entre la vitesse de rotation de l'outil et les propriétés mécaniques des structures soudées par FSW.

Pour cela V. Balasubramanian [22] a étudié l'effet de la vitesse de rotation sur cinq alliages d'aluminium. La force axiale et la vitesse de soudage ont été maintenues constantes respectivement 8KN et 75mm/min.

L'analyse microscopique de la section des soudures montre bien qu'il existe une vitesse optimale qui donne des joints sans défauts (exemple 1100 tr/min pour l'alliage AA6061). (Figure I.16).

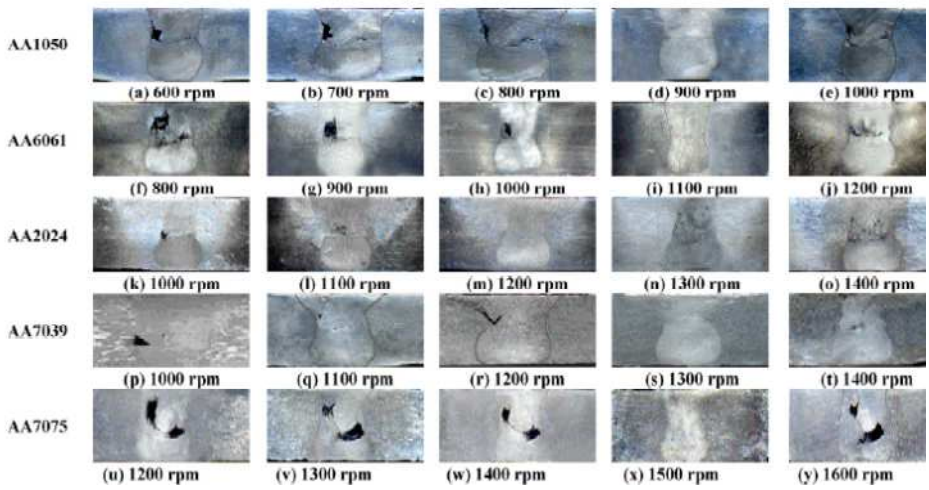


Figure I. 16. Effet de la vitesse de rotation sur la macrostructure des alliages d'aluminium (Vitesse de soudage =75mm/min, force axiale=8kN) [22].

Une équation empirique présentée exprime la vitesse de rotation en fonction de la limite d'élasticité et la vitesse de soudage :

$$N = 204\,(YS)^{0.31} \qquad \text{I.1}$$

Avec YS est la limite d'élasticité en MPa.

Une autre relation a été établie, elle présente la relation entre la vitesse de rotation et la rigidité d'un matériau à souder :

$$N = 4889\,(E)^{-0.49} \qquad \text{I.2}$$

La figure I.17 montre que la vitesse de rotation à un rapport proportionnel avec la dureté des alliages d'aluminium. L'alliage d'aluminium de faible dureté soudé avec une vitesse la plus faible présente des joints sans défauts. La relation qui lie la vitesse de rotation et la dureté du métal de base pour ne pas avoir des défauts est la suivante :

$$N = 48.71(H)^{0.68} \qquad \text{I.3}$$

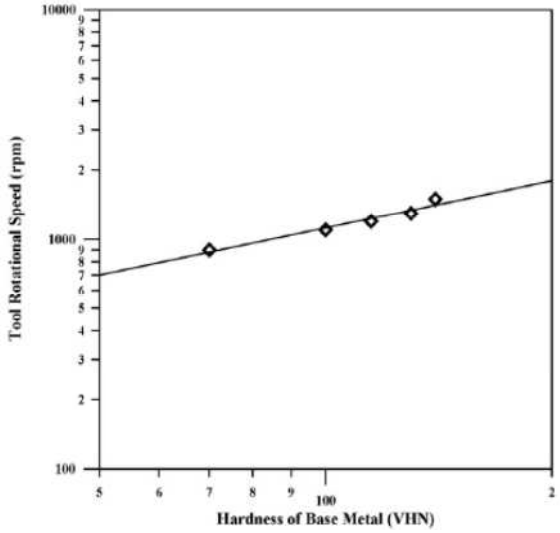


Figure I. 17. Relation entre la dureté du métal de base et la vitesse de rotation.

I.6.3. Vitesse de soudage

Dans la littérature plusieurs recherches ont été l'objet de l'influence de la vitesse de soudage sur les caractéristiques mécaniques des joints obtenus par soudage par friction malaxage.

La vitesse de soudage optimale est limitée et elle est généralement liée à la vitesse de rotation de l'outil. La direction d'avance de l'outil ou celle de la table et le sens de rotation de l'outil définissent deux zones dans les pièces à souder. La zone où la vitesse d'avance de l'outil à le même sens que la vitesse de rotation est appelée la zone d'attaque (*advancing* zone), dans le cas contraire, on l'appel zone retraitée (*retreating* zone) (figure I.4).

En effet, une vitesse de soudage élevée risque de produire des macro-pores et des défauts sous forme de tunnel [23] [24].

Afin d'étudier le rapport entre la vitesse de soudure et les défauts dans un joint obtenu par FSW, H. Zhang *et al* [23] ont effectué des soudures sur un alliage de magnésium AZ31.

Les résultats expérimentaux ont prouvé que avec une vitesse de rotation constante égale à 1000 tr /min, les vides commencent à se produire à partir de la vitesse 200mm/min. Ils se rapprochent de la zone d'attaque et de la partie supérieure du joint au fur et à mesure que la vitesse de soudage augmente [23] [24].

Ces défauts peuvent être atténués avec un effort de forgeage optimal.

H. Zhang *et al.* présentent un modèle analytique qui permet de choisir les paramètres du FSW pour avoir une meilleure qualité du joint de soudure.

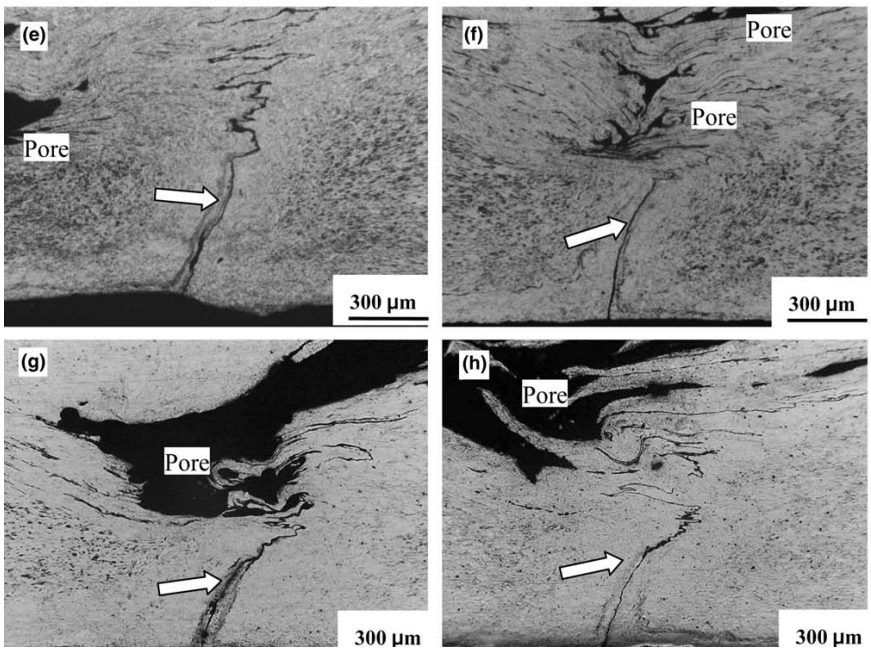


Figure I. 18. Présence des macro-pores dans les cordons FSW d'un alliage de magnésium AZ31 obtenus par une vitesse de soudage de 250mm /min (e), 300 (f), 400 (g), et 600 mm/min(h), avec la même vitesse de rotation et le même effort de forgeage [23].

Ils présentent une condition de disparition des pores au sein du joint par l'inégalité suivante :

$$P.r_{rate} \geq \frac{V}{k(r_{shoulder} - r_{pin})} \qquad \text{I.4}$$

Avec $r_{shoulder}, r_{pin}$ *et* r_{rate} sont respectivement le rayon de l'épaulement, le rayon du pion et le rapport de vitesse de rotation avec la vitesse d'avance. *V* présente le volume des micropores et *P* la pression sur l'épaulement. k étant un facteur lié aux propriétés des matériaux à souder et de sa température.

I.6.4. Charge axiale

La charge axiale appelée aussi force de forgeage a une influence déterminante sur les performances et la qualité des joints obtenus en soudage par friction malaxage [23].

K. Kumar et *al.* [25] ont constaté qu'il existe une charge optimale qui donne des soudures sans défaut et un rapport d'efficacité de 84% du joint de soudure.

Leurs résultats montrent que la taille des grains du noyau de la soudure grandit avec l'augmentation de la charge axiale. Ils illustrent aussi que les vides au sein de la soudure diminuent sous l'effet de l'augmentation de la charge axiale.

La vitesse de soudure, la vitesse de rotation d'outil et l'angle d'inclinaison sont maintenus constant respectivement à 80 mm/min, 1400 tr/mn et 2°. La charge axiale optimale trouvée est égale à 8.1 kN pour l'alliage d'aluminium 7020-T6.

À mesure que la charge axiale augmente, la pression hydrostatique sur l'épaulement augmente, de ce fait la température de soudage augmente et favorise l'écoulement de la matière autour du pion. Il existe donc une charge axiale optimale qui donne de meilleures résistances à la traction (figure 1.19).

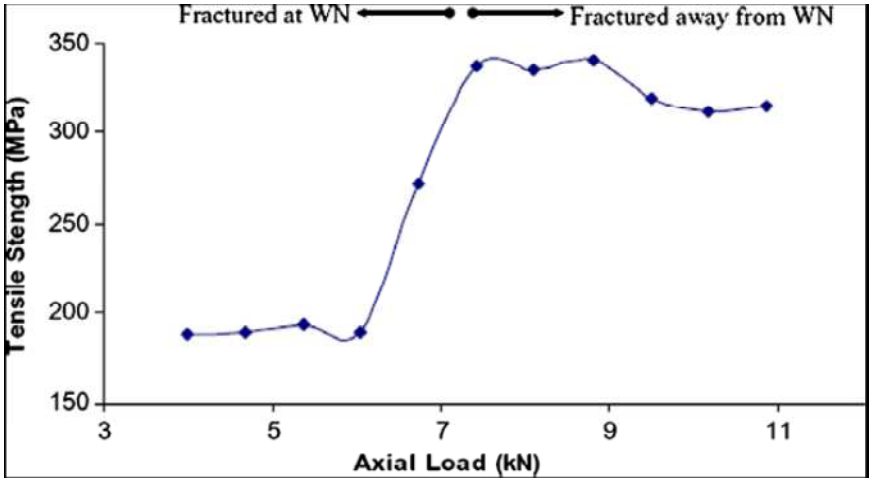


Figure I. 19. Effet de la charge axiale sur la résistance à la traction [25].

I.6.5. Angle d'inclinaison de l'outil

L'angle d'inclinaison est généralement choisit entre 0° et 4°. L'inclinaison aura le même sens que la direction de soudage. Il permet de changer le modèle d'écoulement de la matière dans la zone d'agitation et par conséquent de modifier les propriétés de soudure.

Dans leurs travaux, Hua-Bin Chen *et al.* [26] ont étudié la formation des défauts dans des cordons de la soudure obtenus en FSW avec divers angles d'inclinaison de l'outil FSW.

Avec un angle d'inclinaison égal à 1°, on assiste à un défaut de type tunnel apparent en surface du côté avance (figure I.20 (a)). Quand l'angle d'inclinaison est à 1.5°, un défaut tunnel est observé dans la section transversale du coté avance (figure I.20(b)). En effet le défaut tunnel apparent commence à se reboucher avec l'augmentation de l'angle d'inclinaison. Pour un angle égal à 3.5°, on obtient une microstructure compacte et pratiquement exempte de défauts (présence d'anneaux concentriques (*onion rings*). L'augmentation de l'angle d'inclinaison jusqu'à 4.5° a comme résultat une cavité dans le noyau de la soudure du coté recul (figure I.20(d)).

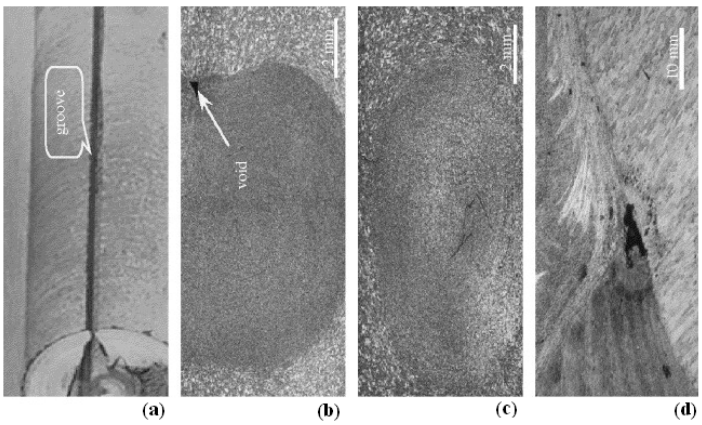


Figure I. 20. Défauts obtenus sous différents angles d'inclinaison α = 1°(a), α = 1,5°(b), α = 3.5°(c), α ≥ 1°(d) [26].

Hua-Bin Chen *et al.* ont établi aussi un modèle mathématique qui prend en considération l'inclinaison de l'outil dans la génération de chaleur.

La figure I.21 montre l'influence de l'angle d'inclinaison sur les caractéristiques mécanique du joint d'un alliage d'aluminium 5456. Ces figures mettent en évidence l'existence d'une valeur optimale de l'angle qui aboutit à de meilleures propriétés mécaniques.

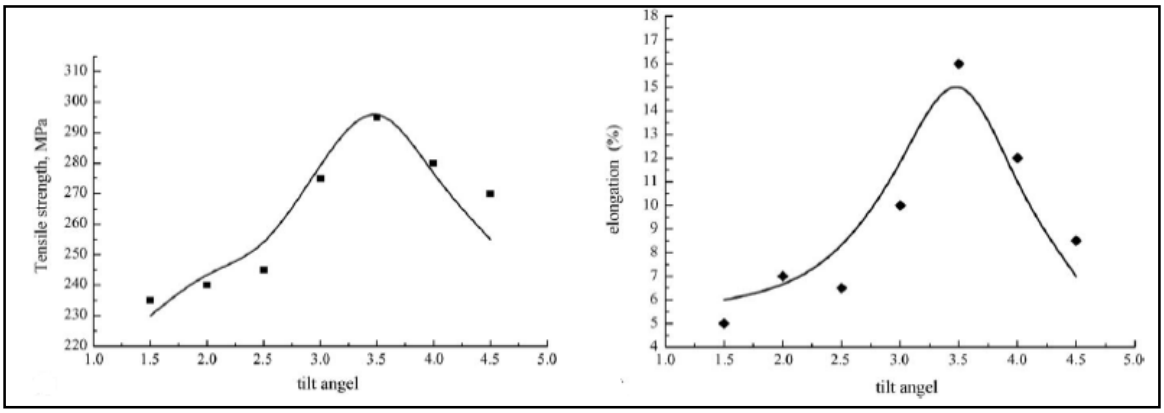


Figure I. 21. Influence de l'angle sur la résistance à la traction et sur allongement N=1000 tr/min, Va= 2 mm/s [26].

Le choix de l'angle d'inclinaison se base sur la diminution des défauts au sein de la soudure. On voit bien la diminution des vides au sein du joint avec un angle égale à 2° (figure I.22).

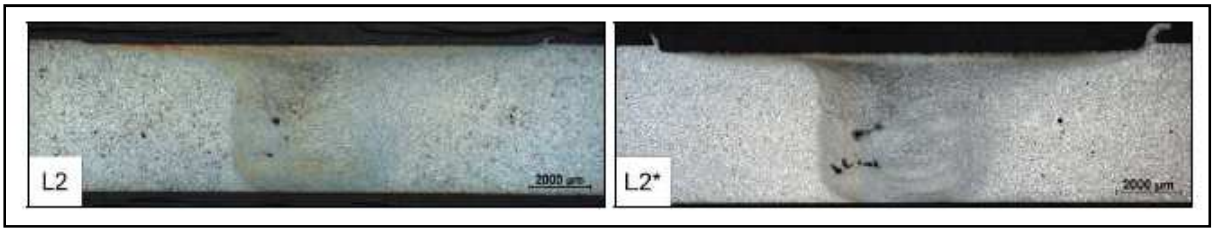


Figure I. 22. Effet de l'angle d'inclinaison de l'outil sur la structure du joint (L2 : 2° ; L2* :0 °) [27].

L'angle d'inclinaison facilite l'écoulement de la matière dans la zone soudée. Ainsi, elle assure la compacité de la matière au fond de la soudure FSW. Par contre, cette inclinaison provoque la pénétration de l'épaulement dans la matière. Ceci mène à des stries en surface du cordon et à une augmentation du couple et des efforts appliqués sur l'outil. Cette inclinaison peut s'avérer gênante lors de la réalisation des joints non linéaires.

I.7. Propriétés du cordon, cas des alliages d'aluminium

Pendant le soudage par friction malaxage la matière est soumise à une déformation plastique intense et des hautes températures. Le développement de la texture du joint et sa recristallisation est facteur de plusieurs paramètres tels que la température et le flux de matière. Pour qualifier le cordon FSW, il est primordial d'étudier l'influence des paramètres du procédé sur sa qualité mécanique et métallurgique.

I.7.1. Taille des grains

La recristallisation dynamique pendant le FSW a comme conséquence la génération de grains fins et équiaxes dans la zone malaxée [28].

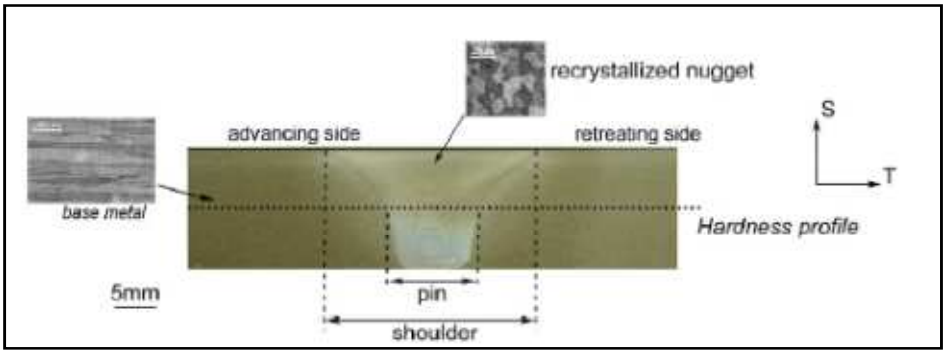


Figure I. 23.Recristallisation du noyau d'un joint de soudure FSW [28].

La taille des grains recristallisés diminue avec la diminution de température au sein de la soudure. Ceci met en évidence l'influence significative des paramètres de FSW sur la taille des grains recristallisés. Un des exemples de paramètres qui influent la taille des grains est la vitesse de rotation.

La taille de grain varie dans le noyau de la soudure [28] [29]. Elle est maximale au fond de la soudure et elle diminue avec la distance de chaque côté du joint de soudure, ce qui correspond à la variation de température dans la soudure et aux conditions limites.

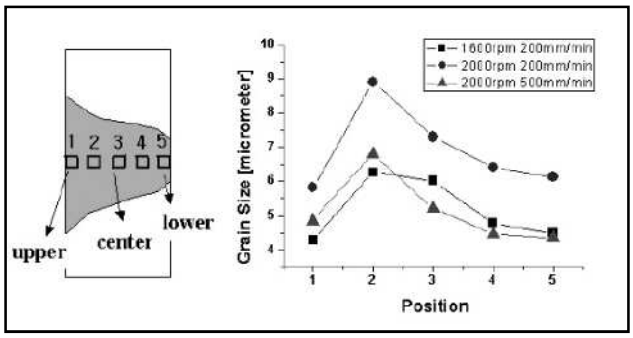


Figure I. 24.Variation de la taille des grains dans le noyau et influence des vitesses [29].

Au niveau de la zone affectée thermo-mécaniquement, le changement du diamètre de grain par rapport au métal de base n'est pas très remarquable. Par contre, les grains dans cette zone subissent des déformations plastiques, qui les orientent dans différentes directions d'écoulements de la matière.

La figure I.25 montre la texture du cordon FSW Al 6061-T651:

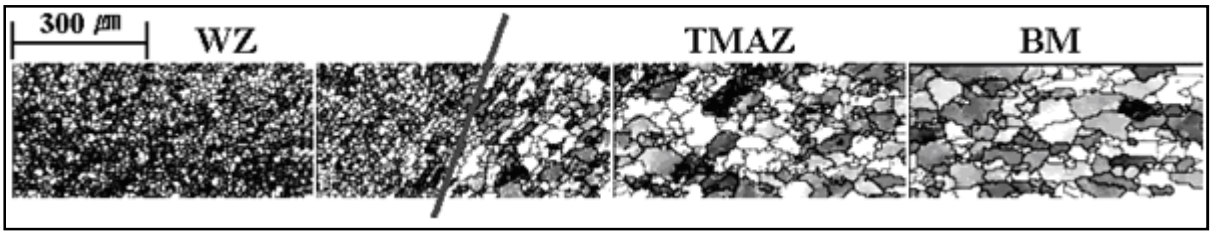


Figure I. 25. Texture du joint de soudure et orientation des grains [29].

I.7.2. Contraintes résiduelles

Il semble que les contraintes résiduelles dues au soudage par friction malaxage sont faibles vu que l'on n'atteint pas des hautes températures. Cependant, le FSW exige une fixation rigide comparée aux autres types de soudage. Le système de bridage utilisé en FSW exerce une contrainte très élevée sur les plaques à souder. Le bridage empêche la dilatation de la matière lors de son échauffement, ainsi que son retrait lors du refroidissement. Ceci provoque des contraintes résiduelles dans les deux directions transversales et longitudinales du cordon.

L'existence des efforts résiduels a un effet significatif sur les propriétés mécaniques surtout sur les propriétés de tenue en fatigue. D'où l'importance d'étudier la distribution des contraintes résiduelles dans les soudures FSW [30].

Les résultats de Peel et *al* [31] montrent par la méthode de diffraction de rayon X ($\sin^2\psi$) que les contraintes résiduelles les plus élevées d'un cordon FSW AA5083 ont été identifiées à la transition entre les régions entièrement recristallisées et partiellement recristallisées. Les

contraintes sont approximativement nulles loin de la ligne de soudure. Les contraintes longitudinales (parallèle à la direction de soudure) sont de traction. Ils observent également des contraintes de compression dans la direction transverse au cordon.

A l'aide de la diffraction de neutrons, P.Staron et *al* [30] ont mesuré la distribution des contraintes résiduelles dans des soudures AA2024-T351obtenues par FSW.

Les contraintes longitudinales sont toujours plus élevées que les contraintes transversales. P.Staron et *al* ont remarqué que les contraintes résiduelles peuvent être atténués avec une précontrainte de compression appliquée selon la direction longitudinale.

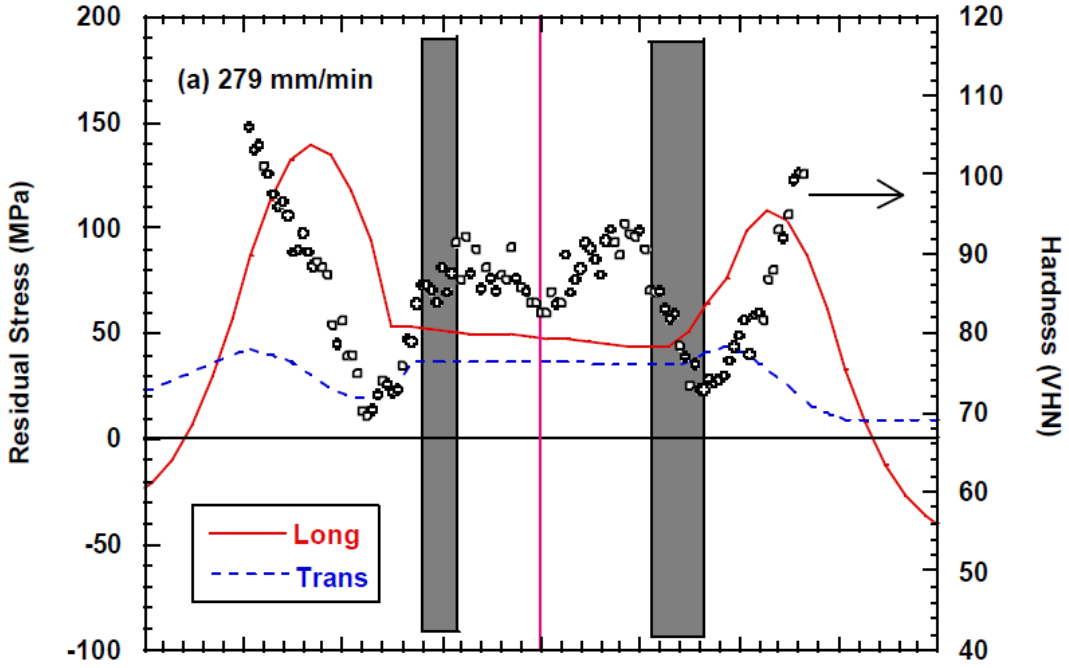


Figure I. 26. Contraintes résiduelles transversales et longitudinales d'un cordon FSW Al-6061-T6 [32].

L. Wang *et al.* [32] ont mesuré la distribution des contraintes dans des joints de soudure FSW sur l'alliage Al-6061-T6 par la méthode de diffraction de neutrons. La figure I. 26 présente la moyenne des contraintes transversales et longitudinales mesurées à mi-épaisseur. La contrainte longitudinale de type traction possède la valeur la plus élevée.

I.7.3. Dureté du joint

La dureté est parmi les caractéristiques qui peuvent qualifier un cordon et comprendre son histoire thermique. Le profil de dureté à travers la soudure change de forme selon le type d'alliage.

Les alliages d'aluminium sont classifiés en deux types. Les alliages à durcissement par écrouissage, (série 5XXX), et ceux à durcissement structural, (séries 2XXX, 6XXX et 7XXX).

Un certain nombre de recherches ont démontré que le changement de la dureté après soudage par friction malaxage n'est pas le même pour les deux types d'alliage.

Sato *et al* [33] ont examiné les profils de dureté liés à la microstructure du 6063Al-T5 soudé par FSW. Ils ont rapporté que le profil de dureté a été fortement affecté par la distribution de précipité plutôt que par taille des grains dans la soudure FSW (figure 1.27).

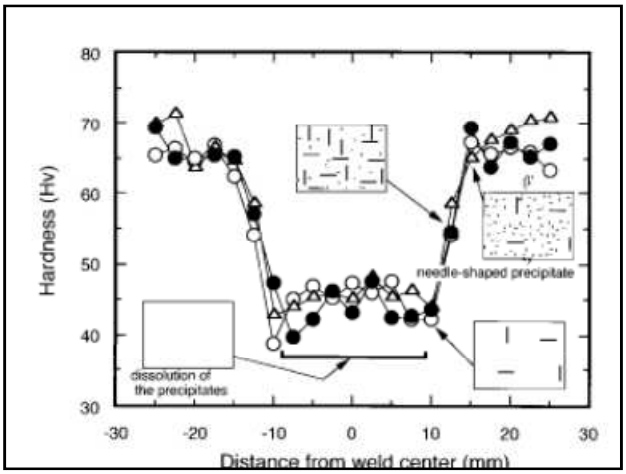


Figure I. 27. Relation entre la distribution des précipités et la dureté du joint [31].

La figure I.28 illustre la courbe typique de la dureté des alliages à durcissement structural. La plus faible dureté se situe à 10 millimètres de la ligne centrale de soudure entre la ZAT et la ZATM.

Pour les alliages 5XXX à l'état recristallisé (état O), le profil de dureté est plat et de valeurs assez faibles. La présence d'un micro défaut dans la soudure n'a pas trop affecté la dureté [34].

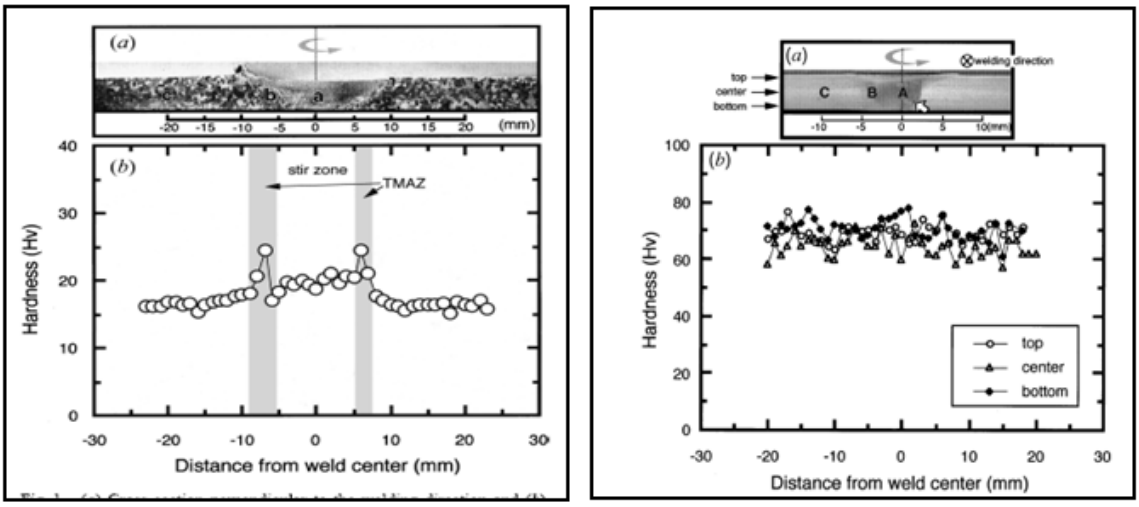


Figure I. 28. Profil de dureté à travers deux soudures 5083 O et 1080 O [35].

Les alliages 5XXX à l'état écroui [35] présentent une importante chute de la dureté suite à une recristallisation de la zone soudée figure I.29. Normalement, seul le noyau et une petite zone autour présentent une structure recristallisée. La dureté diminue de presque 50% autour de la ligne de soudure dans la zone recristallisée. La chute de dureté s'étale sur 15mm de part et d'autre de la ligne de soudage malgré l'utilisation d'un pion de rayon de 9 mm. Ceci est expliqué par l'influence de l'épaulement sur l'élévation de la température et la dissolution des précipités.

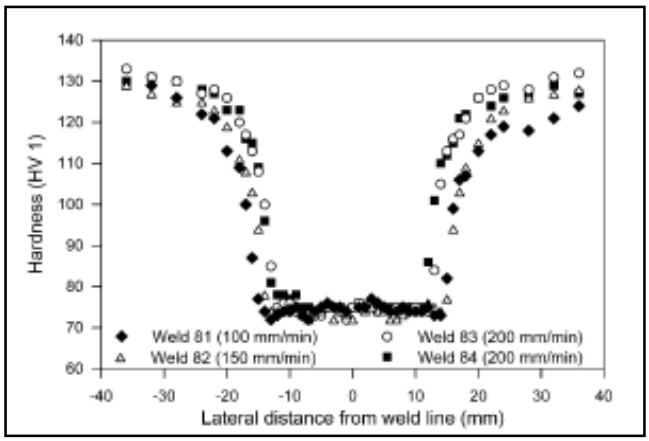


Figure I. 29. Profil de dureté à travers un alliage 5XXX à l'état écroui [35] [33].

I.8. Modélisation thermique en FSW

Pour pouvoir malaxer la matière des pièces à souder, on doit ramener le cordon FSW à un état probablement proche de l'état « semi solide ». En pratique, il existe deux chemins permettant l'obtention d'une soudure :

- La solidification partielle (en partant de l'état liquide) : cas du soudage par fusion.
- La fusion partielle (en partant de l'état solide) : cas du soudage mécanique

Dans le procède du soudage par friction malaxage, on se base sur le deuxième mode d'obtention c'est-à-dire une fusion partielle (sans atteindre l'état liquide total), pour cela le matériau doit être chauffé jusqu'à une température supérieure au solidus et inferieure au liquidus.

En FSW, la quantité de chaleur apportée à la matière est due à plusieurs phénomènes physiques. Ces phénomènes sont réduits principalement au frottement et à la quantité de chaleur de déformation. Ces deux aspects fortement couplés rendent la modélisation du procédé difficile.

Diverses tentatives ont été faites pour la compréhension des mécanismes exacts de génération de la chaleur en se basant sur des modèles numériques et analytiques. Ces modèles donnent une idée

sur la distribution spatiale du champ de température et permettre de gérer la puissance totale fournie au cours du soudage.

La température maximale atteinte lors du processus de FSW peut varier entre 70% et 90% de la température de fusion pendant une courte durée.

I.8.1. Introduction

Une difficulté importante pour la résolution du problème thermique en soudage par friction malaxage est la connaissance précise de l'amplitude du flux absorbé par les pièces à souder.

Le cordon FSW est obtenu par des intenses déformations plastiques autour de l'outil et un frottement entre l'outil et les pièces à souder. Ces deux facteurs contribuent à la génération de la température. La modélisation thermique basée sur ces deux facteurs a fait l'objet de plusieurs études puisqu'elle présente une étape essentielle dans la compréhension de l'écoulement de la matière et la modification de microstructure de la soudure. La connaissance des propriétés thermo-physiques (conductivité thermique, chaleur spécifique, enthalpies de transformation de phases) en fonction de la température doit être bien connue pour prévoir le champ de température dans les pièces ainsi que l'outil.

Un intérêt intense a été attribué à ce type de modélisation. D'une part, Cette modélisation est la base de la modélisation des transformations métallurgiques intervenant dans la matière du cordon au cours du FSW ainsi du couplage entre phénomènes thermiques et mécaniques ou thermiques et métallurgiques.

D'autre part, La modélisation thermique du procédé de soudure FSW est essentielle pour représenter correctement le bilan thermique ainsi gérer la gestion de la puissance au cours du soudage.

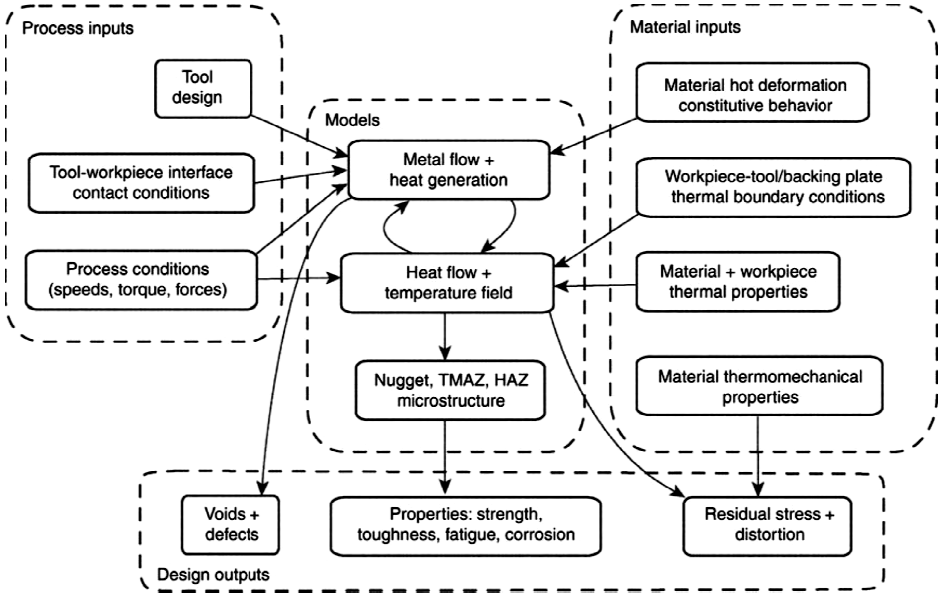


Figure I. 30. Principales interactions physique au cours du FSW [36].

La figure I.30 montre que le problème thermique est le centre des interactions mises en jeu lors du FSW. La résolution de ce problème est essentielle pour comprendre la liaison entre les paramètres du procédé et la qualité du joint obtenu.

I.8.2. Modèles thermiques

L'ensemble des travaux de modélisation thermique analytique [3] [37] ou numérique [38] en FSW est basé sur la résolution de l'équation de conduction thermique avec les conditions initiales et aux limites appropriés [39] [40] [38] :

$$\rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} + \rho C_p \vartheta . \nabla T = div(\lambda \nabla T) + \frac{Q}{V} \qquad \text{I.5}$$

Avec T représente le champ de température, ρ est la masse volumique en kg.m^{-3}, C_p est la capacité calorifique en J.kg^{-1}.K^{-1}et λ est la conductivité thermique exprimé en W.m^{-1}K^{-1}.

$\vartheta . \nabla T$ représente le terme convectif lié au champ de vitesse ϑ, $\frac{Q}{V}$ est représente le terme de la source thermique volumique généralement celui provoqué par les déformations plastique.

La connaissance des conditions aux limites aux cours du FSW restent la difficulté majeure de ces modélisations.

I.8.3. Sources de chaleur en FSW

En FSW, les sources de chaleurs peuvent être classées en deux types :

- Sources volumiques

Les sources de chaleurs volumiques sont le résultat des déformations plastiques donc liés aux lois de comportement des matériaux à souder [50] [51].

$$\frac{Q}{V} = f\overline{\sigma}\,\dot{\overline{\varepsilon}} \qquad \text{I.6}$$

Avec f est un facteur, entre 0.9 et 1, représentant le pourcentage d'énergie transformé en chaleur, $\overline{\sigma}$ est la contrainte équivalente et $\dot{\overline{\varepsilon}}$ est le taux de déformation équivalente. Cette source est généralement introduite dans les modèles couplés thermo-mécaniquement.

- Sources surfaciques

Des sources de chaleurs surfaciques causées par le frottement outil/matière. Ces sources peuvent être identifiées par différentes manières. Il existe trois sources de chaleur générées par le procédé FSW : la zone de contact entre l'épaulement et la matière, la zone de contact entre le pion et la matière.

Dans ces travaux Khandkar *et al* [52], les flux surfaciques sont calculés à partir de la puissance fournie à l'outil au cours du soudage, ce flux est repartie linéairement selon le rayon de l'outil :

$$q(r) = \frac{P_{av} r}{\frac{2}{3}\pi r_{shoulder}^3 + 2\pi r_{probe}^2 H} \qquad \text{I.7}$$

Avec P_{av} représente la puissance moyenne fournie à l'outil. $r_{shoulder}$ et r_{pion} sont respectivement le rayon de l'épaulement, le rayon du pion et H son hauteur.

La modélisation de H.Schmidt *et al.* [53] se base sur la génération de chaleur par ces trois ressources. La quantité de chaleur a été présentée sous trois formes et en tenant compte de la géométrie de l'outil utilisé:

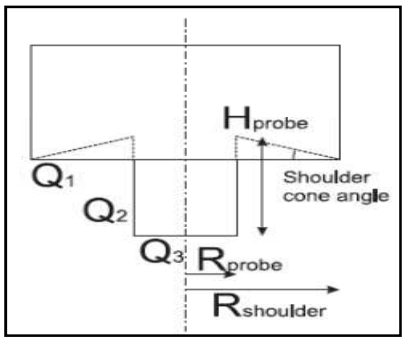


Figure I. 31. Répartition des flux thermiques dans l'outil.

La quantité de chaleur apportée par chacune des surfaces est obtenue en intégrant sur la surface de frottement de l'outil avec les pièces à souder. La quantité de chaleur surfacique est calculée à partir de la chaleur dissipée par frottement selon la formule suivante [54] [39] [53]:

$$dq = \omega\, dM = \omega\, r\, dF = \omega\, r\, \tau_{contact} dA \qquad \text{I.8}$$

Avec ω représente la vitesse angulaire en rad/s, $\tau_{contact}$est la contrainte de cisaillement en N/m² et A est l'aire de la surface de contact.

D'où la quantité de chaleur totale :

$$q_{total} = q_1 + q_2 + q_3$$

$$= \frac{2}{3}\,\pi\,\tau_{contact}\,\omega\,((r_{shoulder}^3 - r_{probe}^3(1+\tan\alpha) + r_{probe}^3 + 3r_{probe}^3\,H) \qquad \text{I.9}$$

Dans les modèles numériques couplés thermo-mécaniquement, [38] [55] utilisent généralement l'expression de la source de chaleur surfacique sous la forme suivante:

$$q = \tau\, V_g \qquad \text{I.10}$$

V_g étant la vitesse de glissement entre la matière et l'outil, et τ représente la contrainte tangentielle.

I.8.4. Les conditions aux limites

Le type d'échange thermique entre la matière et son milieu ambiant est convectif, il est modélisé par un coefficient de convection thermique *h*.

L'équation de transfert thermique par convection est donnée sous la forme suivante :

Pièce/milieu ambiant :

$$\lambda \frac{\partial T}{\partial n} = h(T - T_0) \qquad \text{I.11}$$

Avec T_0 est la température du milieu ambiant.

Pour simplifier les modèles thermiques, L'échange thermique entre l'enclume et les pièces à souder est généralement modélisé par un coefficient de convection. Khandkar et *al* [52] ont optimisé le coefficient d'échange thermique pour leurs modèles thermiques. Avec un coefficient de convection h=1000 $W.m^{-2}.K^{-1}$, ils arrivent à ajuster leur modèle avec les mesures de températures.

La figure suivante montre un exemple des conditions aux limites considérées lors du soudage FSW :

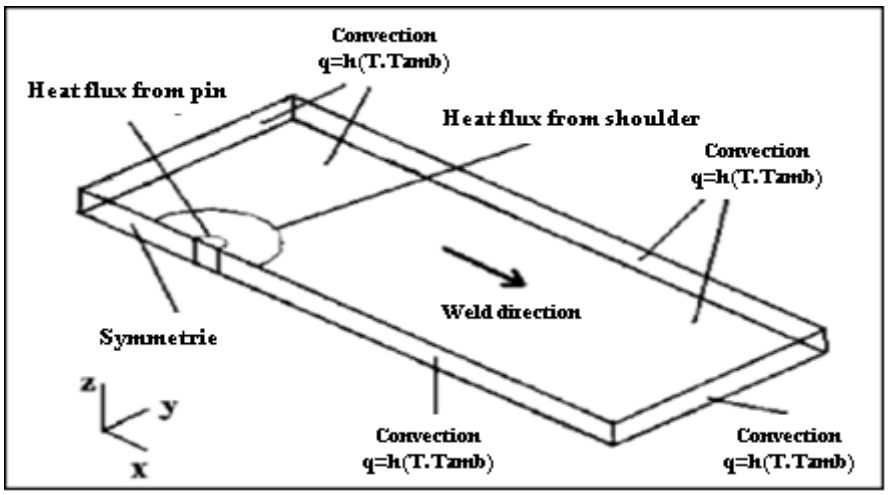


Figure I. 32. Conditions aux limites en FSW [3].

I.9. Ecoulement de la matière

Dans la littérature, diverses recherches ont été faites pour la compréhension du mouvement de la matière autour de l'outil FSW. On peut les classer en deux grandes catégories qui sont la modélisation des écoulements et la visualisation expérimentale.

Une des approches de modélisation analytique connue est celle P. Heurtier [56] qui estime que le champ de vitesse traduit dans le cordon par des lignes d'écoulement est le résultat d'une superposition de trois champs de vitesses : le contournement, la torsion et d'un champ de vortex.

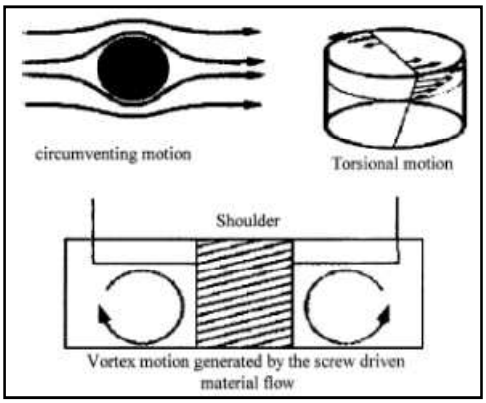


Figure I. 33. Représentation des trois champs de vitesse [56].

Chaque zone observée dans un cordon soudé en FSW est le siège d'une superposition de ces trois types de vitesse. On note, par exemple, que le champ de vitesse dans le noyau est la superposition de ces trois champs de vitesse et que la vitesse dans la zone *arm flow* est composée du mouvement de contournement et de torsion.

D'autres chercheurs ont opté la modélisation de l'écoulement FSW par des codes commerciaux en élément fini. Les travaux de Colgrove [57] se basent sur des modèles 3D modélisés avec FLUENT pour comparer différentes géométries de l'outil. Dans ce type d'approche, le comportement du matériau est généralement modélisé avec la loi de JC.

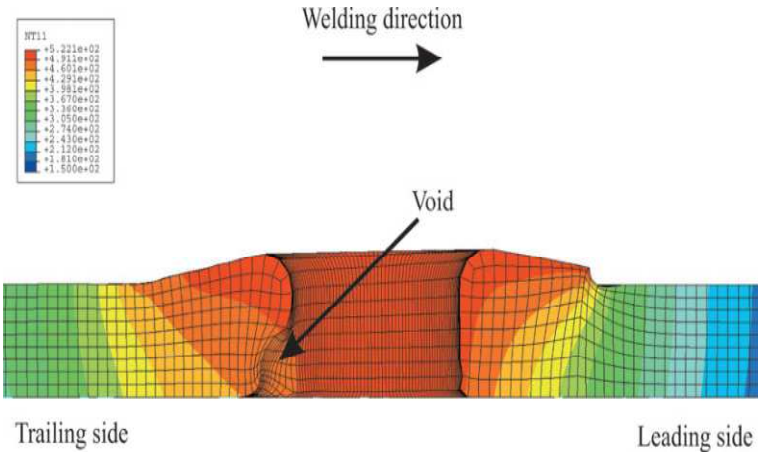


Figure I. 34. Modèle numérique d'écoulements en 3D [58].

Schmidt et *al* [58] utilisent la formulation ALE de ABAQUS/explicit pour simuler le procédé couplé thermo mécaniquement. Dans ce cas, le comportement du matériau est modélisé avec une loi de Johnson–Cook. Le contact outil/matière est modélisé par frottement suivant la loi de Coulomb. Ce modèle a permis de prédire la formation de vide du côté avance du cordon ainsi que la distribution asymétrique du champ de température.

Malgré l'apport scientifique de ces modèles, ils restent dans plusieurs cas incapables d'expliquer ou prédire les écoulements autour du pion. Puisque Les écoulements de la matière au cours du soudage par friction malaxage sont liés à un processus thermomécanique fortement couplé, et dont la modélisation demande une base de données complète du matériau et un temps de calcul énorme qui rend ce type de simulation critique en terme de coût.

Contrairement aux écoulements en usinage qui se traduisent par la formation du copeau, les écoulements en temps réel au cours de soudage par friction malaxage ne sont pas visibles. Plusieurs techniques de marquage ont été utilisées pour améliorer la compréhension de ces écoulements. Parmi ces techniques, l'insertion de billes d'acier à différentes épaisseurs des tôles à souder et dans des zones prévues malaxées ou déformées. Les trajectoires des billes servent comme indicateur du mouvement de la matière. Dans [59], Colligan *et al* montrent avec cette méthode qu'il existe peu de mouvements verticaux au bout de l'outil. Par contre, les billes placées au-dessus de l'épaulement sont poussées vers le cœur de la soudure. A part le mouvement de contournement, les billes placées au milieu de la tôle à souder sont animées par un mouvement vertical ascendant. Cette méthode est critiquée sur plusieurs plans. D'une part, l'introduction de ces billes demande des rainures préalables qui modifient les contraintes d'écoulements au niveau de ces usinages. D'autre part, la taille et la matière de ces billes sont peu similaires au comportement de la matière soudée et modifient généralement les écoulements lors du soudage.

D'autres chercheurs [60] [61] ont utilisé des feuillards de nuance différente de celle du matériau à souder. Dans ce cas, un feuillard est placé perpendiculairement ou parallèlement à la direction d'avance.

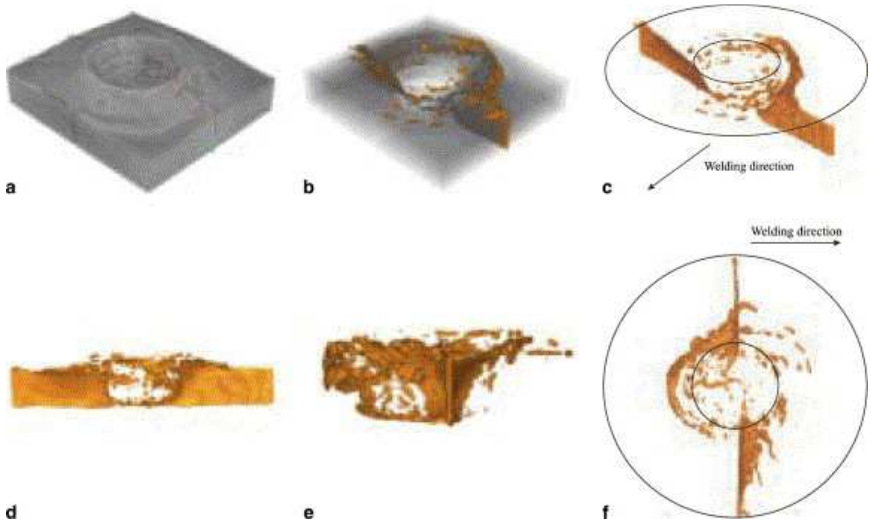


Figure I. 35. Suivi de l'écoulement d'une feuille de cuivre insérée entre deux plaques en aluminium [61].

Le marqueur utilisé permet de suivre les écoulements au cours du soudage. Schmidt et *al* [61] ont inséré une feuille de cuivre à l'interface des deux coupons à souder, la répartition du cuivre autour de l'outil permet de comprendre les directions des flux de matière. Ces résultats restent très quantitatifs puisque le marqueur peut glisser entre les plaques à souder, donc il n'assure pas la continuité de la matière lors de l'écoulement. Pour argumenter cette méthode, Schmidt et *al* prouvent que cette méthode ne modifie quasiment pas les efforts et le gradient de température mis en jeu lors du soudage.

I.10. Conclusions

Malgré sa jeunesse par rapport aux procédés de soudage traditionnel, le FSW est considéré comme très prometteur pour l'industrie.

En effet, plusieurs activités de recherche sont élaborées depuis quelques années afin de profiter de la qualité de soudure FSW.

Le fort couplage entre les phénomènes physiques en FSW reste un obstacle majeur pour maitriser le procédé. Plusieurs études théoriques et expérimentales ont été développées pour la compréhension des phénomènes physiques présents en FSW ainsi que les interactions paramètres opératoires/qualité du cordon FSW.

La recherche bibliographique nous a montré que de grands efforts sont orientés vers la modélisation des problèmes thermiques et des écoulements de la matière au cours du FSW.

Dans les chapitres suivants, nous avons essayé de découpler les problèmes afin de mieux comprendre et essayer de comprendre la formation du cordon en reliant les différents phénomènes physiques observés.

II. Chapitre 2: Etude préliminaire des interactions outil/matière en FSW

II.1. Introduction

Dans les procédés de soudage traditionnels, la puissance consommée peut être estimée directement à partir des paramètres opératoires. Cependant, dans le cas du soudage par friction malaxage (FSW), il y a une forte dépendance entre les paramètres opératoires et les phénomènes physiques gouvernant l'interaction outil/matière. L'étude des efforts mis en jeu au cours du soudage présente un grand intérêt. D'une part, elle permet d'évaluer ces efforts au cours du temps pour une meilleure compréhension de l'interaction outil/matière. D'autre part, elle permet d'évaluer la puissance consommée au cours du soudage.

Afin d'étudier la puissance consommée lors du FSW, on a mesuré les efforts et le couple au niveau de l'axe de l'outil lors des différentes étapes de soudage. L'objectif de cette partie est de déterminer quantitativement l'effet de la vitesse de rotation et d'avance sur la puissance fournie lors du soudage. Plusieurs bases de comparaison vont nous permettre d'expliquer l'influence de chaque paramètre sur la puissance consommée.

Malgré leurs progrès, les méthodes d'analyse numérique restent incapables de décrire et de prévoir fidèlement plusieurs phénomènes physiques tels que les écoulements, le frottement ainsi que les transferts thermiques. En FSW, ces phénomènes sont fortement couplés, la matière est soumise à des conditions extrêmes notamment en termes de la vitesse de déformation plastique. La deuxième partie de ce chapitre est consacrée à une étude préliminaire pour la compréhension des écoulements lors du soudage par friction malaxage. Nous avons retenu une méthode expérimentale qui consiste à réaliser des essais sur une maquette avec un matériau modèle. Le choix et le dimensionnement de ces essais sont évoqués dans la suite.

Dans la partie qui suit, nous étudions les efforts mis en jeu dans le cas du FSW. Ceci permet, d'une part, d'expliquer l'impact des paramètres opératoires sur la puissance consommée au cours du soudage et contribue à la compréhension des mécanismes physiques du FSW. D'autre part, cette étude permet le calcul de la puissance consommée conduisant à écrire le bilan énergétique de ce procédé afin d'estimer l'énergie thermique transmise aux pièces à souder (chapitre III). En

effet, une grande partie de l'énergie mécanique consommée est répartie sous forme thermique dans les pièces à souder et dans l'outillage utilisé.

II.2. Etude des torseurs cinématiques et des efforts outil/pièce lors de l'opération de soudage FSW

Dans un premier temps, on définit le système référentiel utilisé dans notre étude.

Ce référentiel permet de définir, dans la suite, l'évolution des torseurs cinématiques et mécaniques par rapport aux différents repères liés à l'outil et aux pièces à souder.

Dans un deuxième temps, on présente la cinématique de l'outil au cours des différentes étapes de soudage. Cette cinématique est définie comme une partie des paramètres opératoires appelés aussi paramètres procédés.

II.2.1. Référentiel et repérage

L'étude de la cinématique et des interactions mécaniques outil/matière du procédé exige une définition des repères liés à l'outil et aux pièces à souder. On définit dans ce paragraphe les deux repères du procédé. Dans notre étude, on se place dans le cas d'une soudure bout-à-bout linéaire.

Le repère fixe $\mathbf{R_0}$ ($\mathbf{O_0}$, $\mathbf{X_0}$, $\mathbf{Y_0}$, $\mathbf{Z_0}$) associé aux pièces à souder est lié au bâti de la machine puisque ces derniers sont en liaison encastrement. Le repérage utilisé est conventionnel aux machines de type portique.

Un repère **R** (**O, x, y, z**) mobile lié à l'axe de l'outil est attaché au point centre du pion. Il permet de définir l'orientation et la position de l'outil par rapport au repère de la machine FSW.

La figure II.1 présente la définition de ces repères ainsi que l'orientation du repère outil par rapport au repère fixe. Le point O, origine du repère lié à l'axe de l'outil, est défini comme l'intersection du plan de la couronne de l'épaulement avec l'axe de l'outil (figure II.1).

Dans le cas d'un mouvement non rectiligne, il faut ajouter un repère local sur la ligne de joint permettant de définir l'orientation de l'outil par rapport à la ligne de joint.

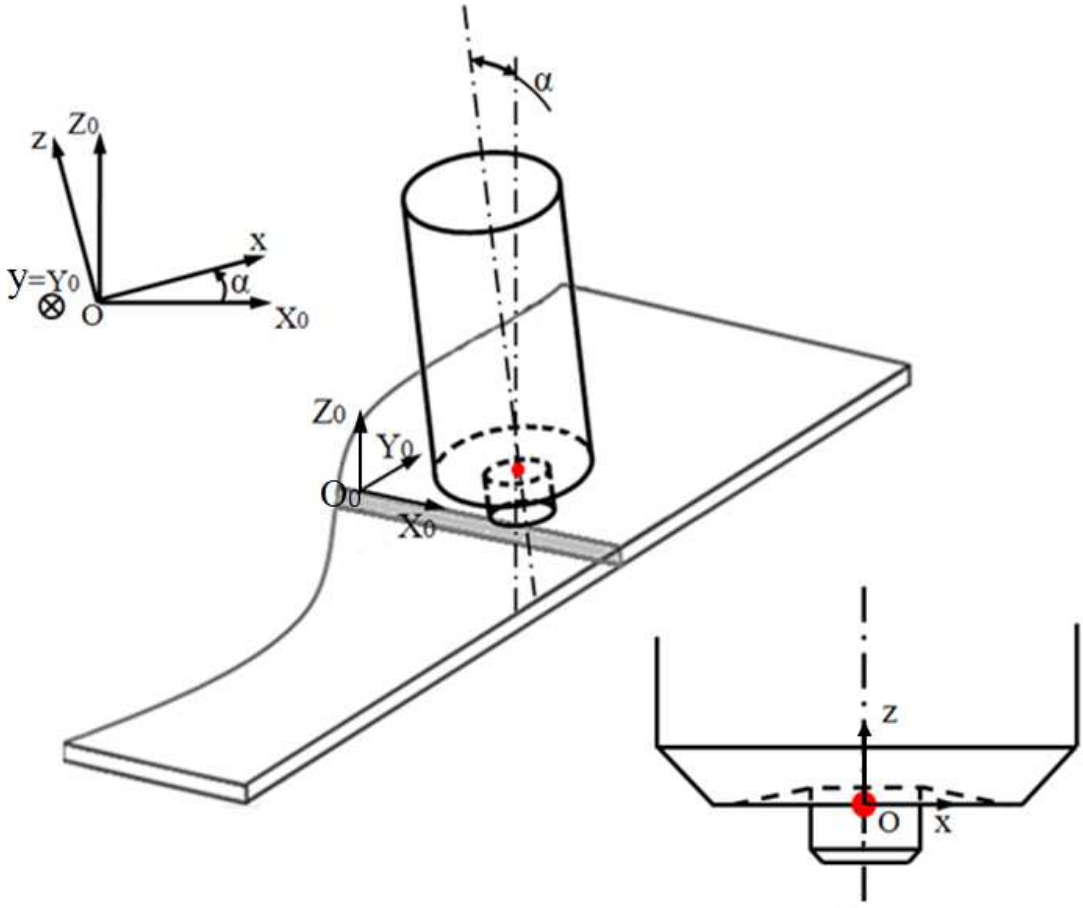


Figure II. 1. Définition des repères liés à la machine (O0, X0, Y0, Z0) et à l'outil (o, x, y, z).

II.2.2. Etude préliminaire de la cinématique de l'opération de soudage FSW

Dans une opération de soudage FSW, le malaxage de la matière résulte de la combinaison de deux mouvements : la vitesse de rotation et la vitesse d'avance de l'outil appelée vitesse de soudage.

La vitesse de rotation et la vitesse de soudage représentent les paramètres cinématiques les plus pertinents du procédé, au moins d'un point de vue technologique.

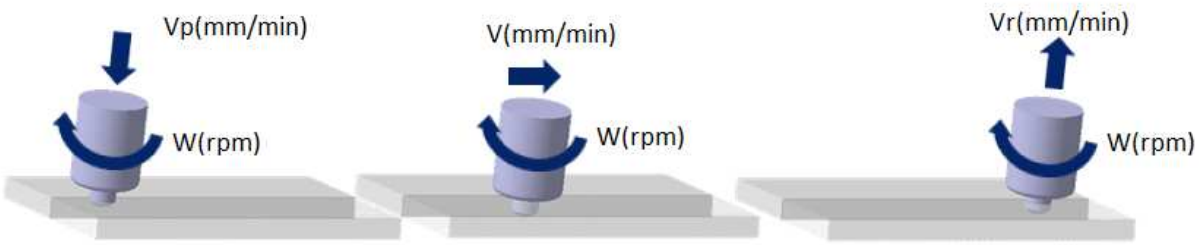


Figure II. 2. Représentation de la cinématique de l'outil FSW dans les différentes phases.

Les machines de FSW que ce soit les robots ou les portiques permettent la programmation de ces deux paramètres.

Dans cette partie, on décrit la cinématique du procédé dans toutes les phases de soudage. La figure suivante est une schématisation simplifiée de la chronologie de ces vitesses au cours du soudage.

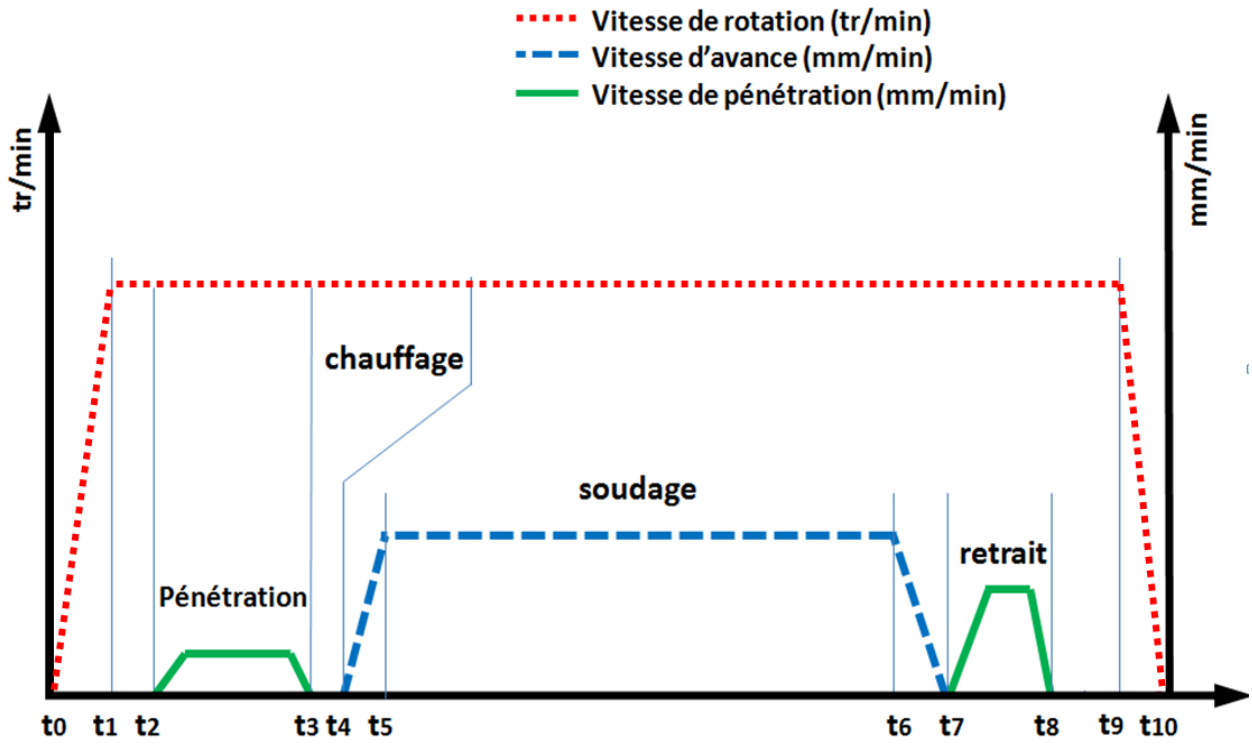


Figure II. 3. Représentation de la cinématique de l'outil FSW.

[t_0 t_1] est la phase d'accélération nécessaire pour atteindre la consigne de vitesse de rotation.

[t_2 t_3] est la phase de pénétration de l'outil : l'outil en rotation est animé d'une vitesse de pénétration. Cette période se termine une fois la consigne de pénétration atteinte. Cette consigne doit être déterminée pour correspondre à un contact épaulement/pièce ainsi qu'à un effort de forgeage convenable. Cette phase comporte une accélération et une décélération.

[t_3 t_4] est la phase de préchauffage de la matière (*dweel time)*. Cette phase permet de porter la matière autour du pion dans un état compatible pour le début de la soudure.

[t_4 t_7] est la période de soudage. L'outil en rotation est animé d'une vitesse d'avance selon l'axe X_0. La vitesse de rotation de l'outil peut être différente de celle utilisée dans la phase de pénétration. Dans cette phase, l'outil peut être piloté en effort ou en position. Dans le cas d'un pilotage en effort, l'effort de forgeage appliqué sur l'outil est maintenu au cours de cette phase. Entre la phase dite de « dwell time » et la phase de soudage, on peut passer par plusieurs phases de

transition. Une phase de transition en vitesse de rotation, cette transition est généralement négligée puisque la vitesse de rotation en phase de pénétration peut être égale à celle de la phase de soudage. La deuxième phase de transition est celle de la vitesse d'avance. La troisième transition est le passage de la commande en position z à une commande en effort Fz.

$[t_7\ \ t_8]$ l'outil en rotation est retiré de la matière après l'arrêt total de son mouvement d'avance. Après cette phase, la rotation de l'outil peut être arrêtée.

II.3. Equipement des essais de soudage FSW

Pour la mesure, la compréhension et l'interprétation des phénomènes physiques au cours du procédé, l'environnement expérimental a un rôle primordial. Dans cette partie, nous présentons l'environnement expérimental utilisé pour la mesure des efforts mécaniques. D'une part, ces essais nous ont permis d'estimer la puissance consommée et de définir leurs lois d'évolution avec la variation des paramètres opératoires.

II.3.1. Outil FSW

Dans cette étude, nous avons conçu un outil permettant de souder des plaques de 3 mm d'épaisseur. Une géométrie simple a été retenue pour mieux comprendre les phénomènes physiques du FSW tels que l'écoulement de matière et la génération des efforts. La nuance de la matière de notre outil a été choisie pour répondre au problème de résistance en fatigue et abrasion à des hautes températures présentes dans le cas du FSW. L'outil est composé de deux parties. Un pion lisse et un épaulement concave (voir annexe A). La figure suivante représente une perspective de l'outil montrant sa géométrie.

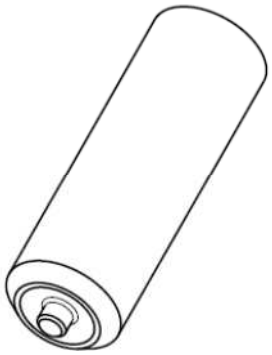


Figure II. 4. Géométrie de l'outil utilisé pour le soudage FSW.

II.3.2. Machine de soudage par friction malaxage

La machine utilisée pour les essais de soudage appartient à l'institut de soudure. Elle a été développée spécialement pour réaliser du soudage par friction malaxage. Il s'agit d'une machine de type portique avec trois axes de translation (X_0,Y_0, Z_0). Une tête de soudage assure deux mobilités en rotation autour de X_0 et Y_0. La broche permet d'assurer la vitesse de rotation ainsi que le pilotage soit de l'effort de forgeage, soit de la pénétration. Elle permet les deux types de contrôle. Le pilotage en effort est intrinsèque à la broche et n'est pas assuré par l'ensemble de la structure.

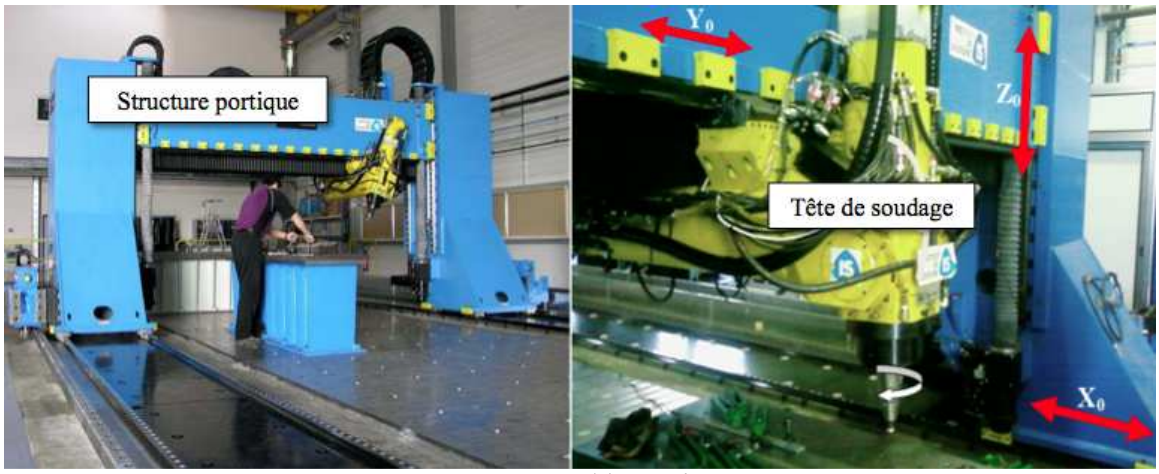


Figure II. 5. Machine FSW (MTS) de l'institut de soudure.

II.3.3. Mesure des actions mécaniques

Les dimensions des coupons à souder respectent le cahier des charges permettant d'extraire des éprouvettes soudées selon la norme EF EN ISO 25239-1.

Les coupons sont mis en position par des pions cylindriques et maintenus en position par six dispositifs de serrages excentriques. La figure II.6 présente la configuration retenue pour référencer l'axe du cordon. Elle comprend deux pions de centrage sur lesquels viendront s'appuyer la plaque 1. La plaque 2 viendra s'appuyer sur la plaque 1 entre les deux pions. Les coupons seront ensuite plaqués sur l'enclume par les dispositifs de serrage.

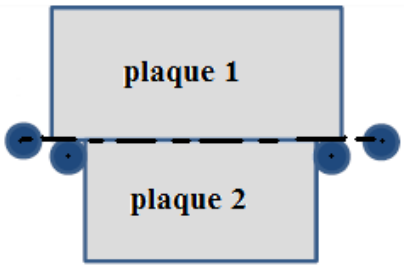


Figure II. 6. Dessin du montage de la table dynamométrique pour FSW.

La machine FSW est équipée de capteurs de pression (figure II.5) permettant de mesurer les efforts F_Z et le couple C_Z et d'estimer les efforts F_X et F_Y au point O origine du repère lié à l'outil. Les mesures effectuées sont réalisées avec une faible erreur de l'ordre de 0.9KN. Lors de la réalisation de nos essais, la cellule mesurant l'effort F_Y ne fonctionnant pas, nous n'avons pas pu exploiter cette information dans nos développements.

II.3.4. Protocole expérimental

Pour pouvoir comparer les résultats issus de la campagne d'essais, il fallait les effectuer dans les mêmes conditions environnementales. Dans cette partie, nous présentons les différentes étapes capables d'assurer la répétabilité des essais et leur réalisation dans des conditions expérimentales semblables.

Lors du soudage par friction malaxage, l'effort engendré par le pion sur la tôle peut conduire à un important écartement des tôles. Pour remédier à ce problème, un serrage uniforme le long de la plaque est appliqué. Nous avons alors placé des brides rigides le long du joint, ainsi que des brides latérales permettant d'assurer une bonne répétabilité de la position du joint soudé dans l'espace de travail de la machine en supprimant l'influence de la dispersion sur la largeur initiale des tôles. Le montage adopté est illustré dans la figure II.7. Ce dispositif apporte la rigidité et résout le problème de dispersion entre l'axe de la machine dans la direction X et le joint de soudure.

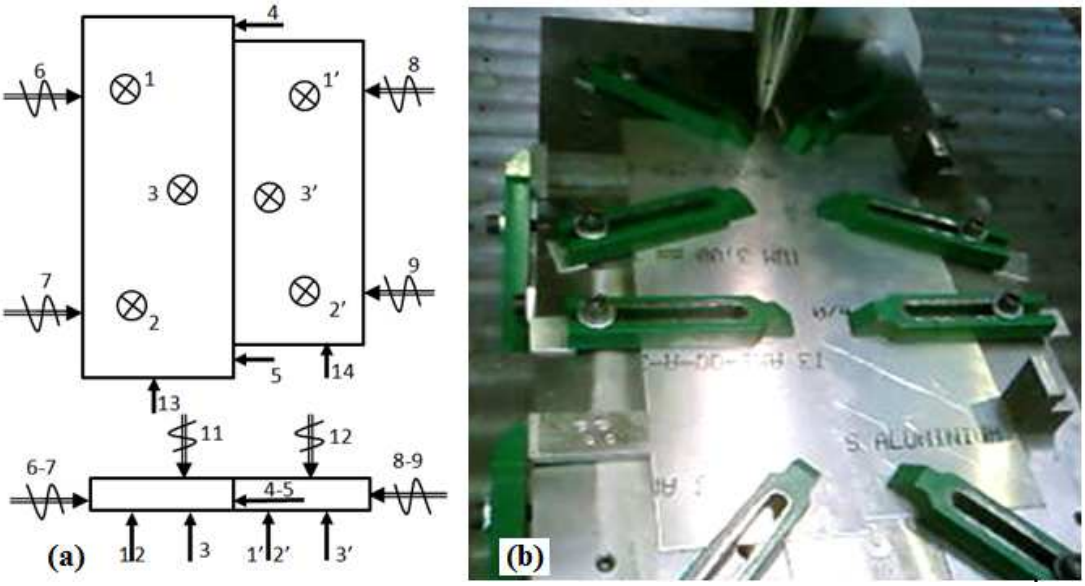


Figure II. 7. (a) Schéma de mise en position isostatique des plaques à souder. (b)Montage de bridage des plaques à souder.

Conformément aux normes sur la qualification du mode opératoire en soudage par friction malaxage, les plaques à souder ont des dimensions satisfaisantes aux normes utilisées en FSW. (ISO/DIS 25239-4).

Afin de réaliser le montage proposé, les plaques sont découpées avec deux dimensions différentes (600*250 mm et de 600*200mm). Ces plaques sont référencées afin d'assurer leurs suivis pendant toute la phase de caractérisation des cordons obtenus.

Les surfaces mises en contact formant la ligne de soudure ont été usinées afin d'assurer un meilleur accostage des plaques à souder (cordon rectiligne sans jeu de soudage).

Les essais réalisés se décomposent en deux campagnes :

- Recherche d'un point de fonctionnement.
- Etude paramétrique autour du point de fonctionnement obtenu précédemment.

II.4. Recherche du Point de fonctionnement

Pour trouver un point de fonctionnement, nous avons étudié l'influence des paramètres opératoires de soudage sur la qualité des joints (contrôle visuel, macrographie des cordons).

Il existe plusieurs paramètres opératoires qui peuvent conditionner la qualité du joint FSW. Dans nos travaux, nous avons étudié seulement trois paramètres opératoires (la vitesse de soudage, la vitesse de rotation, l'effort de forgeage). Le choix des paramètres opératoires est discuté dans la suite.

- **L'effort de forgeage**

D'après le savoir-faire de l'Institut de Soudure, l'effort de forgeage adapté pour une tôle de 3 mm en alliage 2024 est aux alentours de 15kN pour un outil donné. La machine utilisée est pilotée en effort ce qui nous a permis d'intégrer l'effort dans notre plan d'étude.

- **L'angle d'inclinaison**

D'après l'étude bibliographique [26], l'angle d'inclinaison est généralement pris entre 1° et 3°.
Dans cette partie, on se propose de calculer l'angle d'inclinaison à partir des données géométriques de notre outil.

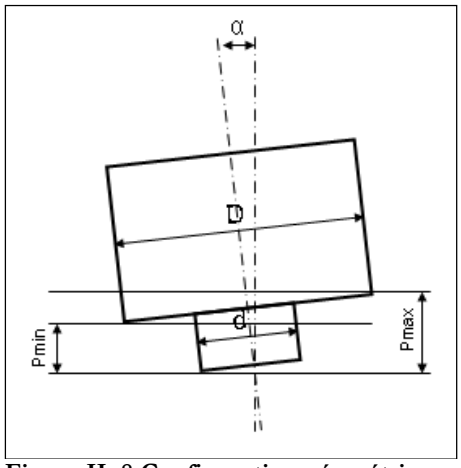


Figure II. 8.Configuration géométrique.

La pénétration de l'outil dans la matière est conditionnée par l'équation suivante :

$$Pmin \leq P \leq Pmax \qquad \text{II.1}$$

$$Pmin = l_p \cos\alpha - \frac{D-d}{2}\sin\alpha \qquad \text{II.2}$$

$$Pmax = l_p \cos\alpha + \frac{D+d}{2}\sin\alpha \qquad \text{II.3}$$

Pour obtenir une estimation sur l'angle maximal, à ne pas dépasser et assurer la condition de contact entre l'épaulement et l'outil, on peut calculer l'angle maximal en fonction du diamètre de l'épaulement, de la longueur et du diamètre du pion, avec la condition suivante :

$$l_p \cos\alpha + \frac{D+d}{2}\sin\alpha \geq e \qquad \text{II.4}$$

$$l_p \cos\alpha_{max} + \frac{D+d}{2}\sin\alpha_{max} = e \qquad \text{II.5}$$

Pour résoudre cette équation on effectue le changement suivant :

$$t = \tan\frac{\alpha}{2} \qquad \text{II.6}$$

$$\cos\alpha = \frac{1-t^2}{1+t^2} \qquad \text{II.7}$$

$$\sin\alpha = \frac{2t}{1+t^2} \qquad \text{II.8}$$

L'équation devient :

$$l_p\left(\frac{1-t^2}{1+t^2}\right)+\frac{D+d}{2}\left(\frac{2t}{1+t^2}\right)=e \qquad \text{II.9}$$

Après simplification on obtient l'équation du second degré suivante

$$-(l_p+e)t^2+(D+d)t+l_p-e=0 \qquad \text{II.10}$$

$$\alpha_{max}=Sup\left|2*\tan^{-1}t\right| \qquad \text{II.11}$$

Pour notre cas D=15 mm, d=5 mm, lp=2.75 mm, e=3 mm

$\alpha_{max} = 2.58°$

Avec lp : longueur du pion

D : diamètre de l'épaulement

d : diamètre du pion

α : angle d'inclinaison

- **Pénétration de l'outil**

La pénétration du pion est choisie selon un calcul simple en fixant l'angle d'inclinaison. Les pénétrations maximale et minimale sont données par les équations II.2 et II.1. La pénétration est ajustée dans le cas de non malaxage observé à la racine du cordon.

- **Les vitesses opératoires**

Les vitesses opératoires en phase de soudage (vitesse de rotation, vitesse d'avance) sont ajustées selon l'apport de chaleur lié au rapport r (r= vitesse de rotation/vitesse de soudage). Par exemple pour éviter les brulures en surface, il faut diminuer ce rapport.

Il faut noter aussi que le triplet choisi est approprié à la géométrie de notre outil. Un simple changement de la géométrie agit directement sur le point de fonctionnement. Les premiers points testés sont ceux extraits de la bibliographie ainsi que de la base de données de l'institut de soudure. Le tableau suivant regroupe les différents points d'essais réalisés pour trouver un point de fonctionnement.

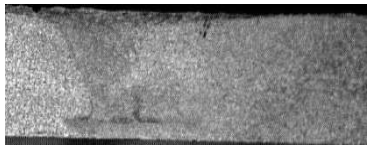
Tableau II. 1. Points d'essais pour la recherche d'un point de fonctionnement

N°de l'expérience	N(tr/min)	Va (mm/min)	profondeur de pénétration du pin (mm)	effort de forgeage(kN)	Défauts
1	1200	120	2.85	15	DF2/DF1
2	1100	350	2.85	15	DF2/DF3
3	350	100	2.85	15	DF3
4	350	120	2.85	15	DF3
5	1500	350	2.85	15	DF2/DF1+
6	800	300	2.85	15	DF2
7	800	280	2.8	16	DF3+
8	400	120	2.85	15	DF3+
9	1200	300	2.85	15	DF2/DF1
10	350	120	2.85	16	DF3
11	1000	300	2.85	15	DF2+
12	1200	450	2.8	16	DF2+/DF6
13	1500	200	2.8	16	DF1+
14	1200	400	2.85	15	DF2+
15	800	350	2.85	15	DF3
16	300	120	2.85	15	DF3
17	1200	350	2.8	15	DF2
18	900	400	2.8	16	DF5/DF6
19	350	150	2.85	15	DF3
20	350	120	2.8	14	DF3/DF6
21	1200	450	2.8	16	DF2/DF5/DF6
22	1200	350	2.85	15	DF2/DF1
23	480	100	2.85	15	DF3+
24	430	120	2.85	15	DF3
25	1000	280	2.8	16	DF1/DF5/DF6

La recherche d'un point de fonctionnement est réalisée en pleine tôle. Pour chaque jeu de paramètres, nous définissons les défauts existants. Ces derniers sont répertoriés et indexés dans le tableau suivant. Les paramètres, qui donnent moins de défauts pour le soudage en pleine tôle, sont ensuite testés pour souder des plaques bout à bout.

Tableau II. 2. Types de Défauts d'un joint FSW et leurs indexages.

Code de défaut	***Df1***	***Df2***	***Df3***
Type de défaut	***Brulure surface***	***Ecaillage surface***	***Bavure surface***
Matériau 2024-T3			

Code de défaut	***Df4***	***Df5***	***Df6***
Type de défaut	***Tunnel apparent à la surface***	***Tunnel au cœur du cordon***	***Manque de pénétration***
Matériau 2024-T3		 ***Coupe transversale***	 ***Coupe transversale***

En général, une bonne qualité de soudure peut être obtenue avec un ensemble de jeux de paramètres opératoires appelé domaine de soudabilité opératoire. La prise en compte de quelques critères, tels que l'état de surface des joints soudés et la puissance consommée lors du soudage permettent de limiter ce domaine.

Le point de fonctionnement retenu pour notre étude composé par le triplet (n°4 :N=350tr/min, Va=120mm/min et 15kN).

II.5. Domaine de soudabilité

Dans notre cas le domaine de soudabilité est l'espace de travail choisi comportant des valeurs minimales et maximales pour les trois paramètres opératoires. Ce domaine est limité par un espace défini par des valeurs limites. Le domaine de soudabilité, autour du point de

fonctionnement (N=350tr/min, Va=120mm/min et F=15kN), permet d'avoir des cordons sans macro défauts. L'angle d'inclinaison dans le domaine de soudabilité trouvé est fixé à 1.5°.

Tableau II. 3. Plan d'expérience.

N (tr/min)	Va (mm/min)	effort de forgeage (kN)
350	120	15
350	100	15
350	150	15
300	120	15
400	120	15
350	120	14
350	120	16

II.6. Etude préliminaire des efforts mécaniques du FSW en phase de soudage

Dans cette partie, les essais vont permettre d'estimer la puissance dissipée par l'interaction outil/matière de façon globale. Ils ne permettront pas de définir la distribution volumique et surfacique de cette puissance autour de l'outil. Cette approche est dite expérimentale puisqu'elle se base sur les résultats des mesures des efforts mécaniques.

On pourrait utiliser des approches analytiques de type de celles de Schmidt et *al* [62] pour remonter aux contributions énergétiques des différentes parties de l'outil.

L'approche analytique telle que présentée par Schmidt et *al* se base sur les caractéristiques physiques des matériaux à souder et au coefficient de frottement. A l'heure actuelle, ces travaux nécessitent une grande base de données permettant de définir le comportement des matériaux à souder dans différentes configurations par exemple à de hautes températures ou de grandes pressions. Les méthodes analytiques nous permettent une compréhension plus riche des phénomènes physiques lors du soudage, par contre cet avantage n'est possible que dans le cas de la maitrise de la variation des caractéristiques physiques au cours du soudage. La plupart des travaux se basent sur un modèle de frottement à l'interface outil/matière, le frottement dans le soudage par friction malaxage étant l'un des phénomènes physiques importants.

La majorité des modèles analytiques existants est développée pour servir à des simulations des flux thermiques. Dans leurs travaux, Buffa et *al* [63] considèrent un coefficient de frottement constant au cours du FSW. La plupart des modèles ne prennent pas en considération la vitesse

relative entre l'outil et la matière qui est fonction du sens de la vitesse de rotation et de celui d'avance. Dans la plupart des cas, la surface de contact entre l'outil et la matière est mal saisie, les travaux existants [63][64] ne prennent pas en considération ce paramètre en essayant de travailler sur des géométries simplifiées.

Les modèles de frottement analytiques sont incapables de décrire rigoureusement la dépendance de la puissance avec les paramètres opératoires du soudage FSW.

Dans l'approche expérimentale, le but est de mesurer les composants des torseurs cinématiques et celui des efforts mécaniques au cours de l'opération de soudage à partir des moyens expérimentaux telles que les tables dynamométriques.

Dans cette partie, on s'intéresse au torseur mécanique outil/matière. Dans le repère (o,x,y,z) le moment et la résultante de ce torseur s'expriment de la façon suivante :

$$\tau_{outil/matière} = \begin{Bmatrix} Fx & Cx \\ Fy & Cy \\ Fz & Cz \end{Bmatrix}_{(o,x,y,z)}$$

La machine FSW est conçue pour mesurer les actions mécaniques Fz et Cz.

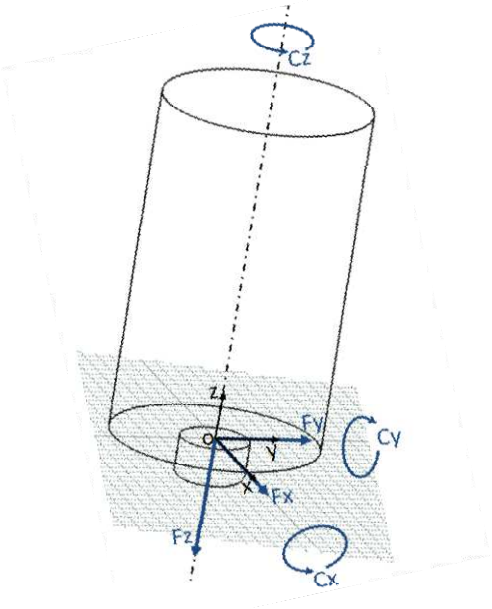


Figure II. 9. Présentation des actions mécaniques sur l'outil FSW dans le repère (o,x,y,z).

La figure II. 10 illustre le type de mesure donné par la machine MTS de l'Institut de Soudure.

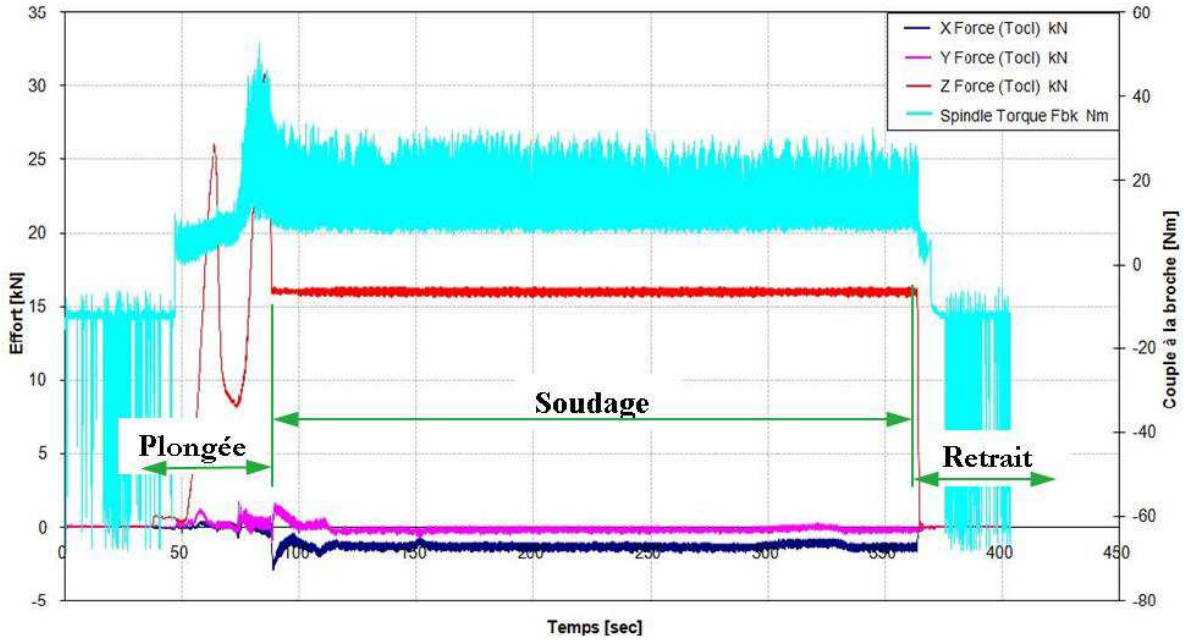


Figure II. 10. Exemple des mesures brutes des efforts Fx, Fy, Fz et Mz.

Dans la phase de pénétration Fz n'est pas contrôlé, il s'agit ici d'un contrôle en position pour avoir la bonne pénétration de l'outil dans la matière.

Le pilotage en effort en phase de soudage, nous permet de souder avec des efforts et un couple quasiment constants.

Le tableau suivant présente tous les jeux de paramètres utilisés dans la suite pour l'étude énergétique du procédé. On étudiera l'influence des vitesses, l'effort de forgeage étant conservé constant:

Tableau II. 4.Paramètres de soudage (N: vitesse de rotation, Va: vitesse d'avance, F: effort de forgeage).

N(tr/min)	Va(mm/min)	F(kN)
350	100	15
480	100	15
300	120	15
350	120	15
350	100	15
400	120	15
430	120	15
350	150	15
800	300	15
1000	300	15

800	350	15
1100	350	15
1200	350	15
1500	350	15
1200	400	15

II.7. Calcul de puissance et d'énergie en phase de soudage

La puissance consommée correspond au comoment des torseurs statique et cinématique au point O.

Le torseur cinématique s'écrit :

$$\{\mathcal{C}_{outil/matière}\} = \{\Omega_{outil/matière}; V_{o\in outil/matière}\} \quad \text{II.12}$$

Le torseur statique s'écrit :

$$\{\tau_{matière/outil}\} = \{\mathrm{R}_{matière/outil}; C_{o\in matière/outil}\} \quad \text{II.13}$$

La puissance est donc donnée par :

$$\begin{aligned} \mathrm{P} &= \{\mathcal{C}_{outil/matière}\}_{(o,x,y,z)} \otimes \{\tau_{matière/outil}\}_{(o,x,y,z)} \\ &= \mathrm{R}_{matière/outil}.V_{outil/matière} + C_{matière/outil}.\Omega_{outil/matière} \end{aligned} \quad \text{II.14}$$

On aura donc l'équation de la puissance :

$$P = C_z.\omega_z + F_x.V_x \quad \text{II.15}$$

Où C_z est le couple appliqué en [N.mm], ω_z est la vitesse angulaire de l'outil en [rad/s], F_x en N est l'effort d'avance et V_x est la vitesse d'avance de l'outil.

La figure suivante présente les proportions expérimentales de la puissance consommée par le deuxième terme $F_x * V_x$ en phase de soudage. Pour différentes combinaisons de vitesse d'avance et vitesse de rotation, la figure II. 11 montre que la puissance générée par le mouvement d'avance ne dépasse pas les 5% de la puissance totale consommée quelle que soient la vitesse de rotation et la vitesse d'avance. Généralement, le deuxième terme est négligé par rapport au premier vu sa faible contribution à la puissance totale, ce qui est conforme avec les études de S. Zimmer [65].

Comme déjà présenté, on remarque que ce pourcentage est plus important pour les grandes vitesses de rotation ici entre 800 et 1200 tr/min. Donc, à de grandes vitesses de rotation, la part de puissance due à la vitesse d'avance peut être prise en considération dans le calcul de la puissance. Par contre, pour les petites vitesses, cette part est négligeable devant la puissance générée par le produit de la vitesse de rotation et de son couple associé.

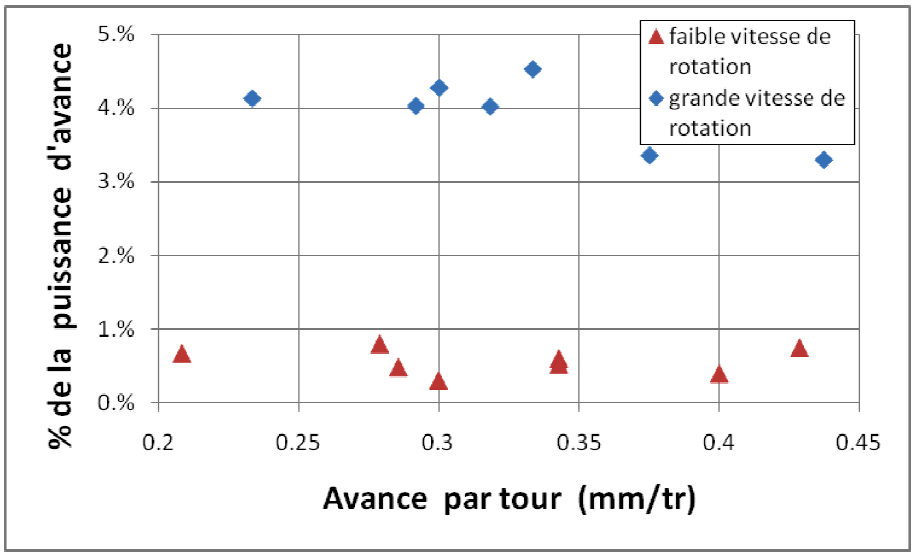


Figure II. 11. Pourcentage de la puissance liée à l'avance.

A faible vitesse de rotation le couple résistant nécessaire pour la rotation de l'outil devient très important, il présente la plus grande partie de la puissance consommée, le facteur $C_Z*\omega_Z$ détermine à peu près la puissance consommée totale. Par contre, à grandes vitesses de rotation, malgré la prédominance du facteur $C_Z*\omega_Z$ dans la puissance totale, le facteur F_X*V_X prend une partie parfois non négligeable de cette puissance. **On peut conclure que la vitesse d'avance a plus d'impact sur la puissance pour les grandes vitesses de rotation**. L'influence des différentes vitesses sur la puissance consommée sera traitée plus en profondeur dans la suite.

Donc l'équation de la puissance consommée devient après simplification égale à :

$$P \approx C_z * \omega_z \qquad \text{II.16}$$

Dans les travaux de Simar [66] cette simplification a été vérifiée durant toutes les phases du soudage par friction malaxage.

L'étude d'un joint de soudure passe toujours par la compréhension du déplacement de la source de chaleur. Cette source de chaleur représente une partie de la quantité d'énergie transférée par unité de longueur. Dans ce chapitre on s'intéresse à quantifier et analyser l'énergie totale consommée qui représente le rapport entre la puissance totale de la phase de soudage sur la vitesse d'avance de l'outil. Cette énergie est exprimée par la relation suivante :

$$E = \frac{P_t}{V_x} = \frac{C_z * \omega_z + F_x * V_x}{V_x} \approx \frac{C_z * \omega_z}{V_x} \qquad \text{II.17}$$

Afin de quantifier et maitriser cette énergie définie par l'équation, on passe par l'étude de l'influence des paramètres opératoires sur l'ensemble des actions mises en jeu lors de la phase de soudage.

Le travail est dû au frottement matière/outil et aux déformations plastiques de malaxage. Dans la suite, l'énergie consommée lors de la phase de soudage est calculée à partir de l'équation suivante :

$$E = \frac{C_z * \omega_z}{V_x} \qquad \text{II.18}$$

II.7.1. Influence de la vitesse de rotation

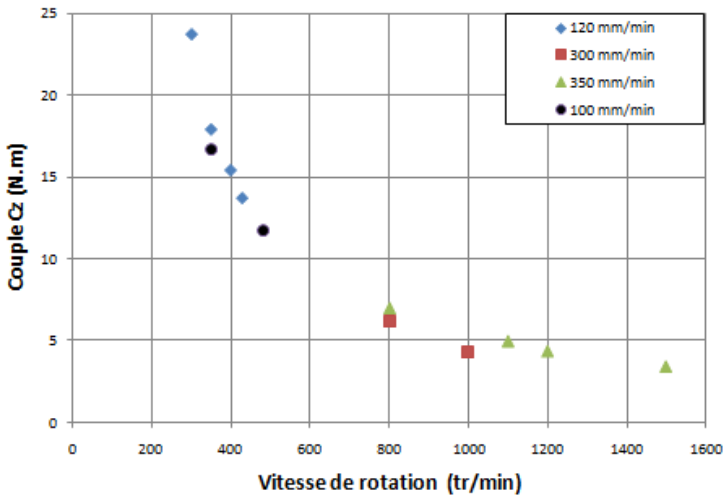


Figure II. 12. Evolution du couple en fonction de la vitesse de rotation.

En FSW, le couple est représentatif de l'interaction matière/outil. On remarque clairement que le couple diminue toujours lorsque la vitesse de rotation augmente. Cela implique la diminution des caractéristiques mécaniques principalement la contrainte d'écoulement de l'alliage avec l'augmentation de la vitesse de rotation. Ceci peut être associé à la température ainsi qu'à un comportement thixotrope de la matière malaxée.

En physique des matériaux, la contrainte d'écoulement chute à des hautes températures. Les grandes vitesses de rotation mènent à des hautes températures, donc l'écoulement de la matière autour de l'outil et son malaxage sont plus faciles pour ces vitesses de rotation.

La contrainte d'écoulement est une fonction de la température et de la vitesse de déformation. Plus la vitesse de rotation augmente, plus la température augmente et plus la contrainte d'écoulement et le couple diminuent. A de hautes températures, la contrainte d'écoulement devient moins sensible à la vitesse de déformation, ce qui explique la diminution de la pente de la courbe (vitesse de rotation, couple Cz). Autrement, à des hautes températures, l'influence de la vitesse de déformation devient moins importante sur le couple et la contrainte d'écoulement.

L'équation de l'énergie montre que l'énergie nominale est définie par les paramètres opératoires (les deux vitesses) et le couple au niveau de l'axe de l'outil. Si on néglige l'effort axial, le couple peut être représenté comme la réponse des paramètres opératoires : le travail de Pew et *al* [67] a essayé de décrire et modéliser cette relation. Cette relation n'est pas toujours valide puisqu'elle est dans la plupart du temps spécifique pour un alliage bien défini.

Définir cette fonction permet de rendre le couple comme étant un paramètre opératoire. Atteindre cet objectif permet de régler l'énergie consommée au cours du soudage. La variation de l'énergie dépend directement de la pente de la courbe $((\omega_z, C_z(\omega_z))$ qui est facteur de plusieurs paramètres telle que la variation de viscosité et de contrainte d'écoulement des matériaux à souder en fonction de la température et de la vitesse de déformation.

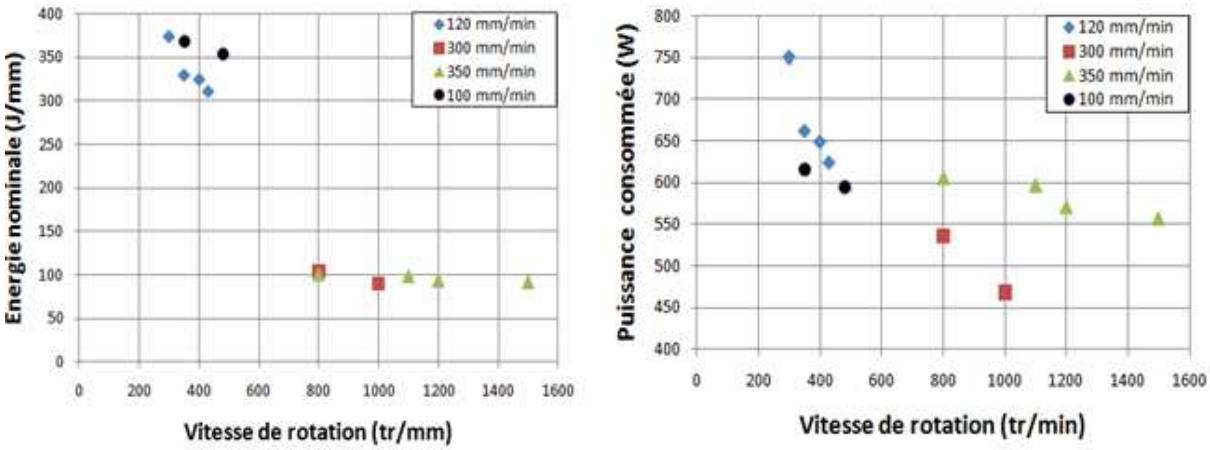


Figure II. 13. Évolution de l'énergie et de la puissance en fonction de la vitesse de rotation.

Pour différentes vitesses d'avance, la figure II. 13 présente l'évolution de l'énergie nominale et de la puissance consommée en fonction de la vitesse de rotation.

D'une part, on remarque que cette énergie diminue toujours avec l'augmentation de la vitesse de rotation. D'autre part, les pentes de ces courbes indiquent que l'effet de cette vitesse sur l'énergie est plus important pour de petites vitesses de soudage.

II.7.2. Influence de la vitesse d'avance

La figure suivante présente l'évolution du couple en fonction de la vitesse d'avance. Contrairement à la vitesse de rotation, une élévation de la vitesse d'avance engendre une augmentation du couple résistant au niveau de l'outil. Pour les vitesses étudiées, l'évolution de ces courbes montre une faible influence de la vitesse d'avance sur le couple. Cette influence devient plus sensible pour les grandes vitesses de rotation.

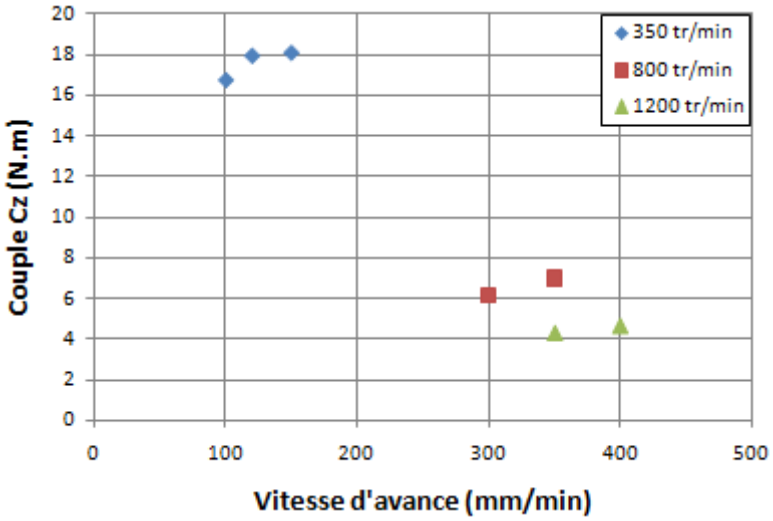


Figure II. 14. Evolution du couple en fonction de la vitesse d'avance.

Ce phénomène peut être expliqué de la manière suivante. Le couple résistant mesuré étant fonction du frottement et des déformations plastiques, l'augmentation de la vitesse d'avance assure une augmentation de la zone d'adhérence à l'outil et plastifiée ce qui augmente le couple nécessaire fourni par la broche. Par contre, l'augmentation de la vitesse de rotation assure plutôt le frottement et l'échauffement de la matière qui mène à la diminution de sa contrainte d'écoulement et facilite l'écoulement. Pour de grandes vitesses de rotation, une variation de la vitesse d'avance modifie peu la vitesse relative entre le pion et la matière.

Les courbes de la figure II. 15 présentent les évolutions de l'énergie et de la puissance consommée en fonction de la vitesse d'avance.

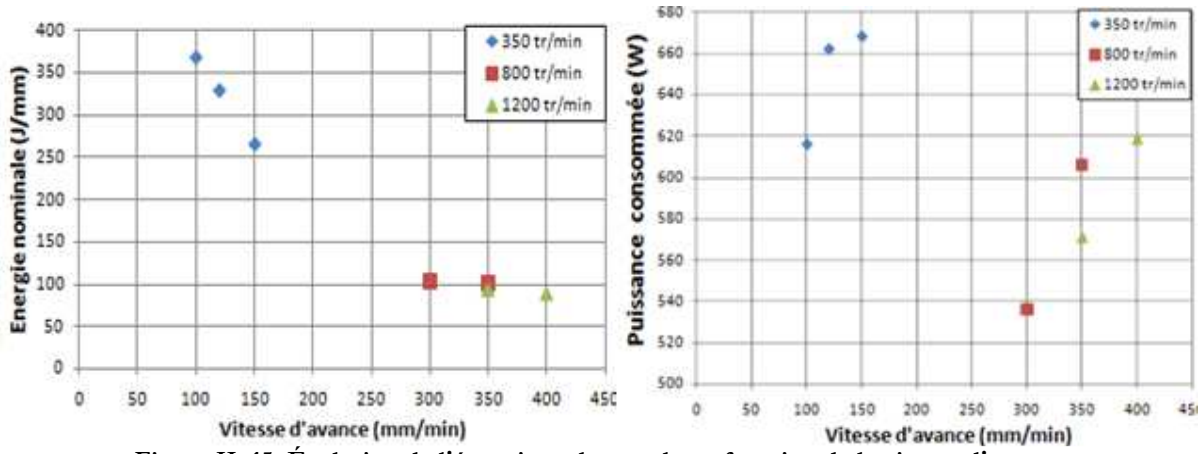


Figure II. 15. Évolution de l'énergie et du couple en fonction de la vitesse d'avance.

On peut conclure que la vitesse d'avance a le plus d'influence sur le couple fourni à l'outil pour les faibles vitesses de rotation. Elle est responsable de la plus grande partie de la vitesse relative entre la matière et l'outil. Cette vitesse relative permet le frottement et donc l'échauffement de la matière. L'adhérence de la matière déformée et plastifiée est gouvernée principalement par la vitesse d'avance.

Dans le cas où la vitesse d'avance est très importante et la vitesse de rotation est faible, la zone ramollie par le frottement n'est pas suffisante pour la déformation et sa plastification, l'outil finit par se rompre. Comme alternative pour ce problème, il faut que le ratio vitesse d'avance/vitesse de rotation dépasse toujours une certaine valeur critique.

II.8. Effet dynamique dans l'interaction outil/matière

Le contrôle visuel du joint de soudure montre clairement la présence des stries en surface (figure II.16). Ces stries de surface sont origines d'une action périodique de l'outil sur la matière.

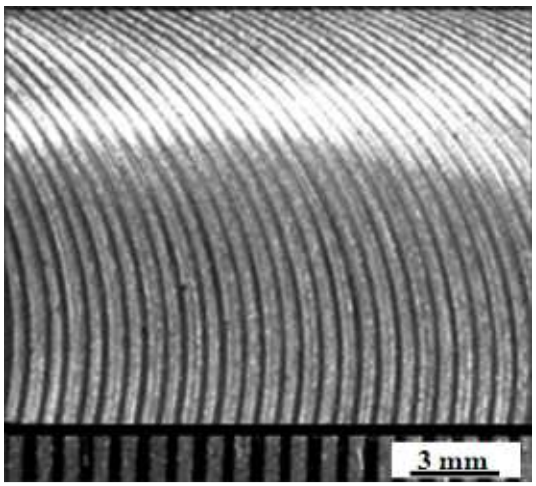


Figure II. 16. Stries de la face supérieure d'un joint FSW (Va=120mm/min,N=350tr/min).

Afin d'améliorer l'état de surface du cordon FSW d'une part et d'atténuer l'usure de l'outil d'autre part, plusieurs travaux précédents (notamment ceux ciblés sur la caractérisation du cordon) évoquent la présence de ces stries mais n'expliquent pas leur origine. Récemment, Gratecap [68] a expliqué que la présence de ces stries est due à des défauts géométriques de l'outil ou liée à un défaut de coaxialité entre l'outil et la broche. D'après cet auteur, le fait que l'outil et l'axe de rotation Z de la machine ne soient pas parfaitement coaxiaux va entraîner un mouvement de balancement de l'axe de l'outil par rapport à l'axe de rotation. Ces défauts engendrent une discontinuité dans la rotation d'où l'apparition des stries en surface et même en profondeur. Ce changement de l'interaction outil/matière au cours du malaxage engendre nécessairement une variation et une instabilité dans les efforts engendrés. Afin de comprendre cette interaction, on a étudié les couples et les efforts. Les signaux des efforts et du couple enregistrés par le dynamomètre présentent une composante vibratoire. Ces signaux sont reportés dans le domaine fréquentiel pour analyse.

Dans la figure suivante, on présente l'allure de l'effort dans le domaine fréquentiel. La fréquence d'acquisition des mesures est égale à 20 Hz.

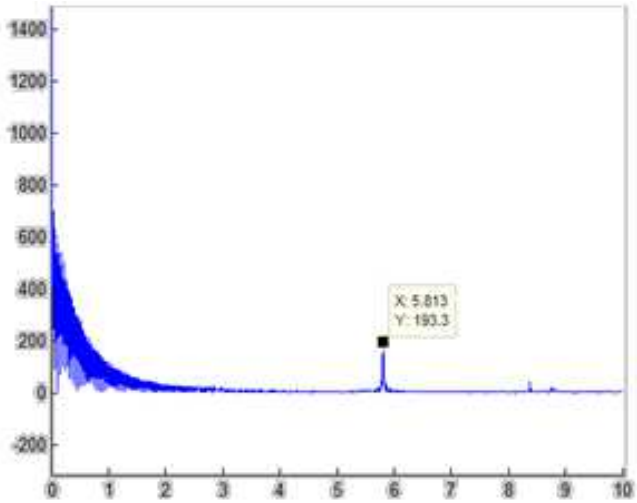


Figure II. 17. Analyse fréquentielle du couple lors du soudage (N=350tr/min, Va=120mm/min).

On montre que la fréquence obtenue correspond à la rotation de l'outil.

f = 5.813*60 ≈ 348,8 tr

En balayant plusieurs configurations de soudage, il s'avère que ce comportement est directement lié à la fréquence de rotation. Les efforts engendrent une instabilité avec la rotation de l'outil. L'outil aura tendance à s'éloigner de l'axe de rotation de la broche. L'axe de symétrie de l'outil devient non confondu avec l'axe de rotation.

II.9. Etude de l'écoulement de la matière en FSW

En FSW, l'avance de l'outil tournant permet le malaxage de la matière et la formation d'un cordon caractérisé par différentes zones d'écoulement. Les différentes observations d'un cordon FSW montrent que le noyau, la ZATM et l'*arm flow* présentent différents aspects d'écoulement complexe dont plusieurs phénomènes ne sont pas encore maitrisés.

Dans cette partie, on traite l'écoulement de la matière assurant la formation d'un cordon obtenu par FSW. Dans un premier temps nous présentons un modèle numérique simple permettant de simuler un écoulement laminaire autour d'un cylindre. Ce modèle permet une meilleure compréhension de l'écoulement autour de la géométrie de notre outil.

Dans un deuxième temps, nous proposons une modélisation analogique se basant sur les règles de similitude ce qui peut être un outil efficace et simple pour l'observation et l'interprétation des écoulements.

II.9.1. Modélisation numérique de l'écoulement

Jusqu'à ce jour plusieurs modèles ont été mis en place pour simuler les écoulements autour de l'outil en FSW. La diversité de ces modèles révèle les difficultés de simuler ce procédé.

Dans la littérature de la modélisation du FSW, il existe une grande diversité dans le choix des lois de comportement liées à la matière à souder. Dans [69] [70], les auteurs ont utilisé la loi élastoplastique de Johnson-Cook [71] pour modéliser la contrainte d'écoulement de la matière. D'autres chercheurs modélisent la matière des plaques à souder avec une loi visqueuse. Colegrove et *al* [72] propose une loi visco-plastique de type Sellars-Tegart [73] où la contrainte d'écoulement dépend de la vitesse de déformation et de la température.

Pour l'étude des écoulements, il s'avère que le maillage Eulérien est le mieux adapté. Le maillage de type ALE (Arbitrary Lagrangian Eulerian) est plus adapté pour des écoulements tenant en compte de l'effet thermique. Cette approche utilisée par Schmidt et Hattel [74] a permis de prédire la formation du vide au pied de l'outil.

Les modèles existants n'ont pas pu mettre en évidence les mécanismes de la formation du noyau. Ceci est dû essentiellement aux grandes déformations et vitesses de déformations et de la complexité de ce type de problème.

II.9.1.1. Présentation du Modèle élémentaire 2 D proposé

Pour illustrer l'écoulement de la matière lors du soudage par friction malaxage, on se base sur un modèle numérique 2D simplifié qui permet la simulation de l'écoulement et des déformations de la matière.

Pour des raisons de simplifications, on s'appuie sur un modèle d'écoulement de type laminaire avec un obstacle circulaire tournant qui représente la section d'un cylindre. Pour les mêmes raisons et pour éviter le couplage thermomécanique, le modèle ne prend pas en compte le gradient de température (pas d'influence de la température sur le comportement du matériau). Les surfaces de contact outil/matière seront modélisées par des conditions aux limites de type vitesse imposée.

En FSW, le matériau est déformé à très haute température : dans ce cas le procédé peut être simulé avec un fluide dynamique à faible nombre de Reynolds, donc le matériau est assimilé à un fluide avec une haute viscosité.

La figure suivante est la représentation du modèle utilisé :

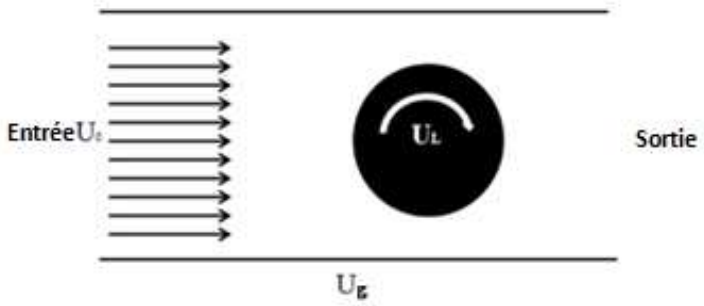


Figure II. 18. Modèle d'écoulement laminaire avec obstacle.

L'equation de Navier Stokes gouverne le mouvement de la matiere dans le domaine modélisé.

$$\frac{\partial u}{\partial t} + (u.\nabla)u = \nu\Delta u - \frac{1}{\rho}\,\vec{\nabla}\,(p) + f \qquad \text{II.19}$$

où u représente la vectrice vitesse [m/s], ν désigne la viscosité dynamique [Pa.s)], ρ donne la densité du fluide [kg/m3], p est la pression (Pa) et f représente les efforts volumiques [N/m3].

Le tableau suivant présente les données de la simulation :

viscosité dynamique	$2.17\ 10^{7}$
densité du fluide	1718
Vitesse de l'écoulement	20[mm/min]
Vitesse de rotation	800[tr/min]
Vitesse à la frontière	Ug=0

II.9.1.2. Résultats et interprétation de la simulation

La figure II. 19 montre la différence entre les lignes de courant avec et sans vitesse de rotation de l'outil. Ce changement de l'allure d'écoulement est dû aux changements de conditions aux limites autour du cylindre que subit ce dernier lors de l'écoulement.

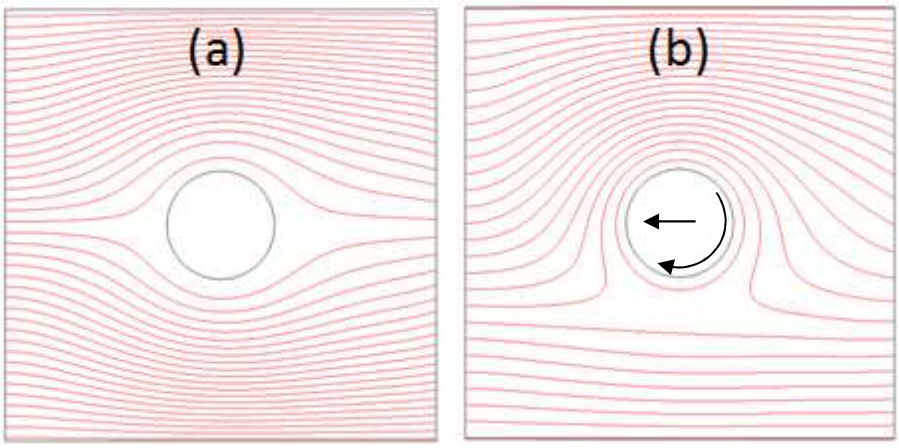


Figure II. 19. Lignes de courant autour du cylindre(a) sans rotation(b) avec rotation.

L'ajout de la vitesse de rotation de l'obstacle permet de changer les directions d'écoulement. Suivant l'éloignement de l'outil, La figure II. 19 met en évidence trois familles de lignes d'écoulement.

Les lignes d'écoulement quasiment linaires sont les plus proches des parois ; elles peuvent être l'image du métal de base qui ne subit pas de déformations lors du soudage. Le deuxième type est celui très proche du pion : ces lignes ont la forme d'une ellipse fermée autour du pion. Ces zones sont très influencées par le mouvement de rotation et peuvent coïncider avec le noyau dans le cas réel. Le dernier type d'écoulement se situe entre ces deux derniers types.

Il met en évidence que la matière du côté avance à la frontière matière/outil est déplacée vers l'arrière de l'outil : elle contourne l'outil jusqu'à revenir à la même zone. Si on s'éloigne légèrement de l'outil les lignes de courant ne sont pas affectées par la rotation de l'outil.

La limite entre les lignes de courant affectées par la rotation de l'outil et celles qui n'ont pas subi de modification est plus facile à observer du côté avance. Ceci peut expliquer la frontière nette entre le noyau et la ZATM du côté avance et non du côté retrait.

II.10. La modélisation analogique en FSW

Jusqu'à ce jour les modèles numériques utilisés restent incapables de simuler la formation du cordon et essentiellement l'écoulement dans le noyau. Plusieurs approches expérimentales présentées dans le premier chapitre ont été menées pour la compréhension des écoulements et les mécanismes de formation du cordon.

Parmi les méthodes récentes, on trouve l'utilisation d'un matériau modèle. Dans sa thèse, Gratecap [68] a utilisé la plasticine pour étudier l'influence de différentes géométries de pion sur les écoulements. Il a conclu que l'ajout des méplats dans le pion favorise le nombre de lobes pulsés vers l'arrière du pion. Les essais filmés avec une caméra rapide sur la plasticine montrent bien que le pion génère un écoulement non continu sous forme de couches superposées.

Liechty et Webb [75] ont étudié le mouvement de matière en utilisant de la plasticine de différentes couleurs. A partir des lois de mélange de couleur, ils montrent que la matière du côté recul est poussée derrière l'outil, par contre la matière du côté avance contourne l'outil et forme la quantité de matière dominante pour reboucher le tunnel créé lors de l'avance de l'outil.

II.10.1. Choix de la plasticine pour le modèle

Tout d'abord, il faut noter que le laboratoire ne possède pas de machine dédiée pour le soudage par friction malaxage. De plus, la réalisation des essais de soudure avec le partenaire industriel n'est pas aisée vu la disponibilité de la machine et les coûts de réalisation. La solution envisagée est de réaliser un maquettage du procédé en utilisant les moyens du laboratoire qui consistent principalement en l'adaptation d'une fraiseuse universelle pour faire des essais de soudage par friction malaxage sur un matériau modèle.

Pour cette étude, nous avons choisi la plasticine comme matériau modèle. Ce choix est basé sur plusieurs critères. Tout d'abord, la loi rhéologique décrivant le comportement de la plasticine présente des analogies avec celles des métaux à haute température.

Ensuite, la plasticine existe avec une grande diversité de couleurs ce qui permet d'identifier et visualiser les déformations, ainsi que le malaxage des couleurs dans le cas du FSW. Les zones malaxées peuvent être analysées par les lois de mélange pour déterminer l'intensité du mélange donc du malaxage de la matière. La diversité d'empilement de couches colorées permet de mieux comprendre le mouvement de la matière dans les différentes directions.

Finalement, la plasticine possède un avantage potentiel en termes de coût. En effet, comparée aux autres moyens utilisés par les chercheurs pour visualiser les écoulements en FSW, il se présente comme un moyen facile d'utilisation et non coûteux.

Dans l'histoire scientifique, la plasticine a été largement utilisée essentiellement dans l'étude des procédés de forgeage. Plusieurs recherches ont étudié les relations de similitude entre le comportement des aciers et ce matériau modèle [76]. Ces recherches ont permis de qualifier la plasticine comme un modèle fiable pour simuler les écoulements et visualiser les déformations plastiques.

A noter que l'aspect thermique est très peu abordé dans ce type de modélisation. Cette dernière est bien adaptée en forge, car la pièce est considérée à température constante. Or en FSW, sur quelques 10mm on passe d'un état pâteux à un état solide. De plus, l'aspect dynamique n'est pas pris en compte dans ce type de modélisation.

Dans la suite, nous décrivons la démarche suivie pour la préparation des essais analogiques.

Enfin nous interprétons les écoulements autour de l'outil dans différentes sections selon différentes directions. Pour une meilleure compréhension, ces résultats sont confrontés avec les autres moyens d'observation utilisés dans la littérature ou au cours de cette thèse.

II.10.2.Expérimentation du modèle analogique

Une étape primordiale pour réussir les essais est la préparation des feuilles de plasticine. Les pains de la pâte à modeler de différentes couleurs ont été laminés pour avoir une épaisseur entre deux et trois millimètres. Les dimensions des feuilles sont choisies selon la configuration de l'empilement, et en se référant aux dimensions de l'outil analogique. Les feuilles de différentes couleurs de la pâte à modeler sont disposées selon différentes orientations.

La figure suivante montre les différentes stratégies d'empilement des feuilles de plasticine ainsi que les directions de soudage. Ces dernières permettent de mieux analyser les mouvements verticaux et horizontaux de la matière.

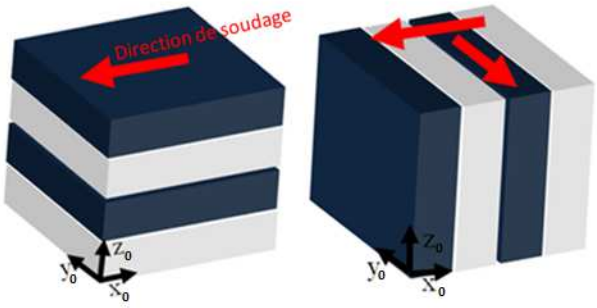


Figure II. 20. Différents modes d'empilement et directions de soudage.

Les essais sont réalisés avec une fraiseuse universelle avec des vitesses déterminées à l'issue des lois de similitudes présentées par la suite. La géométrie de la partie active de l'outil utilisé dans le soudage par friction malaxage est reportée fidèlement dans le modèle en respectant la loi de similitude géométrique. L'outil analogique est fabriqué en aluminium avec des possibilités de changement du pion et ou de l'épaulement. Le dispositif expérimental utilisé est présenté dans la figure suivante :



Figure II. 21. Dispositif expérimental pour le modèle analogique.

II.10.2.1. Loi de similitude

Pour mettre en évidence les écoulements et assurer une meilleure observation, les essais de soudage sur la plasticine seront mis en œuvre à une plus grande échelle. Pour reproduire les mêmes types d'écoulements et donner des résultats exploitables, la maquette doit obéir à certaines conditions de similitude.

Le premier degré de la similitude à respecter dans la maquette analogique est la similitude géométrique. Les dimensions de l'outil sont reportées dans la maquette avec un facteur d'échelle déterminé. Dans notre cas nous avons choisi un facteur d'agrandissement égal à quatre. Cette échelle a été choisie pour mieux observer les écoulements.

Le rapport de similitude géométrique est :

$$k_d = \frac{d_2}{d_1} \qquad \text{II.20}$$

Pour assurer une similitude cinématique, il faut relier toutes les vitesses de la maquette analogique et du modèle avec l'équation suivante :

$$k_v = \frac{V_2}{V_1} \qquad \text{II.21}$$

Cette relation assure implicitement la similitude des accélérations.

La similitude dynamique implique un rapport constant entre les efforts mis en jeu :

$$k_f = \frac{F_2}{F_1} \qquad \text{II.22}$$

Pour assurer ces conditions de similitude, nous nous basons sur une analyse dimensionnelle qui permet de relier les grandeurs physiques avec des relations sans unité (théorème de Vashy-Buckingham [77]). Dans notre cas, on ne prend pas en considération la similitude des températures donc on suppose que la température de la matière est constante dans les deux modèles. Les trois dimensions de base sont alors la masse (M), la longueur (L) et le temps (T).

Le but de cette démarche étant de calculer les vitesses homologues, on exprime toutes les grandeurs physiques avec trois dimensions (M) (L) et (T).

Pour assurer la similitude dynamique servant à obtenir les mêmes effets d'écoulements il faut assurer la similitude dynamique de l'écoulement il faut respecter le nombre sans dimension de Reynolds. On aura donc F=f(Va,N,D,ρ,ν)

Grandeurs physiques	V	N	D	l	ρ	ν	F
M	0	0	0	0	1	1	1
L	1	1	1	1	-3	-1	1
T	-1	-1	0	0	0	-1	-2

On a six grandeurs physiques qui peuvent influer sur l'écoulement donc nous aurons trois nombres sans dimension à partir desquels on peut calculer la vitesse qui vérifie la loi de

similitude. On choisit un système indépendant de variables V, D et ρ.... Il est alors possible de montrer que les grandeurs réduites du problème sont :

$$\pi_N = N.V^{x1}.D^{y1}.\rho^{z1} \quad \text{II.23}$$

$$\pi_l = l.V^{x2}.D^{y2}.\rho^{z2} \quad \text{II.24}$$

$$\pi_\nu = \nu.V^{x3}.D^{y3}.\rho^{z3} \quad \text{II.25}$$

$$\pi_F = F.V^{x4}.D^{y4}.\rho^{z4} \quad \text{II.26}$$

Or $[\pi_i]$=1, d'où les équations suivantes :

$$\pi_N = N.D.V^{-1} \quad \text{II.27}$$

$$\pi_l = l.D^{-1} \quad \text{II.28}$$

$$\pi_\nu = \nu.V^{-1}.D^{-1}.\rho^{-1} \quad \text{II.29}$$

$$\pi_F = F.V^{-2}.D^{-2}.\rho^{-1} \quad \text{II.30}$$

L'équation $\pi_l = \frac{l}{D}$ donne une relation entre le diamètre et la largeur spécifique de l'écoulement. L'équation $\pi_\nu = \frac{V.D.\rho}{\nu}$ représente l'inverse du nombre sans dimension de Reynolds. A partir de cette équation on calcule la vitesse d'écoulement du modèle analogique :

$$V_m = V_r.\left(\frac{\rho_r}{\rho_m}\right).\left(\frac{D_r}{D_m}\right).\left(\frac{\nu_m}{\nu_r}\right) \quad \text{II.31}$$

A partir de l'équation $\pi_N = \frac{N.D}{V}$ on deduit la vitesse de rotation :

$$N_m = V_m.\left(\frac{N_r.D_r}{V_r.D_m}\right) \quad \text{II.32}$$

Le tableau suivant regroupe les grandeurs physiques utilisées pour ce calcul

Tableau II. 5. Calcul des dimensions assurant la similitude.

Grandeurs physiques	Modèle Réel	Modèle analogique	Facteur d'échelle	unité
Longueur	5.10^{-3}	2.10^{-2}	4	[m]
densité	2300	1718	0,74	[kg/m^3]
Viscosité dynamique	10^7	$2{,}17.10^7$	2.17	[Pa.s]=[N.s/m²]
Vitesse d'avance	20	14.5	0,72	[m/s]
Vitesse de rotation	800	145.25	0,18	[tr/min]

II.10.3. Observation et analyse des flux de matière

Dans cette partie, nous examinons les écoulements de matière obtenus lors des essais de soudage sur la plasticine. Ainsi nous expliquerons les effets de ces écoulements dans la formation d'un cordon FSW.

A partir des observations des échantillons dans différents plans de coupe, nous allons analyser les mouvements de la matière au cours du soudage.

Les échantillons sont soigneusement découpés pour ne pas déformer les feuilles de plasticine.

II.10.3.1. Observations dans le plan transversal

La figure II. 22 montre la formation d'un noyau sous forme d'une goutte ainsi qu'une dissymétrie du cordon. Cette forme est typique dans du procédé FSW. Ce résultat très encourageant nous a permis de vérifier que la plasticine possède une grande capacité à simuler le soudage par friction malaxage et assurer la reproduction quantitative des mêmes écoulements.

D'autre part, on retrouve la zone d'*Arm flow* qui s'étale sur le diamètre de l'épaulement au-dessous de l'épaulement.

Le noyau se situe derrière la zone balayée par le pion. **Nous constatons que le noyau est la zone la plus déformée et malaxée. Cela est en accord avec les observations réalisées sur les cordons de soudures en aluminium. La largeur caractéristique du noyau correspond au diamètre du pion.**

La feuille de plasticine blanche éclaircit une partie du noyau ce qui prouve que la matière dans cette zone ne contourne pas le pion. Elle est en grande partie juste poussée derrière, dans la même zone.

Les feuilles du côté recul possèdent un mouvement vertical ascendant. Elles seront ensuite allongées vers le côté avance. Ces écoulements sont plus visibles en dessous de l'épaulement. Au pied du pion, la matière du côté recul ne possède pas ce mouvement vertical.

Du côté avance, la frontière entre le noyau (zone fortement malaxée) et zone déformée est très nette. Ce qui peut retranscrire l'effet du cisaillement de la matière du côté avance. Ce type d'entrainement de matière est observé dans l'étude d'écoulement effectuée sur la plasticine par Gratecap [68]. D'autre part, nous observons que les couleurs présentes dans cette zone existent dans le côté recul. Ceci implique que la matière contourne le pion pour revenir du même côté. Ce mode d'écoulement est visible sur la figure II. 19 de la simulation.

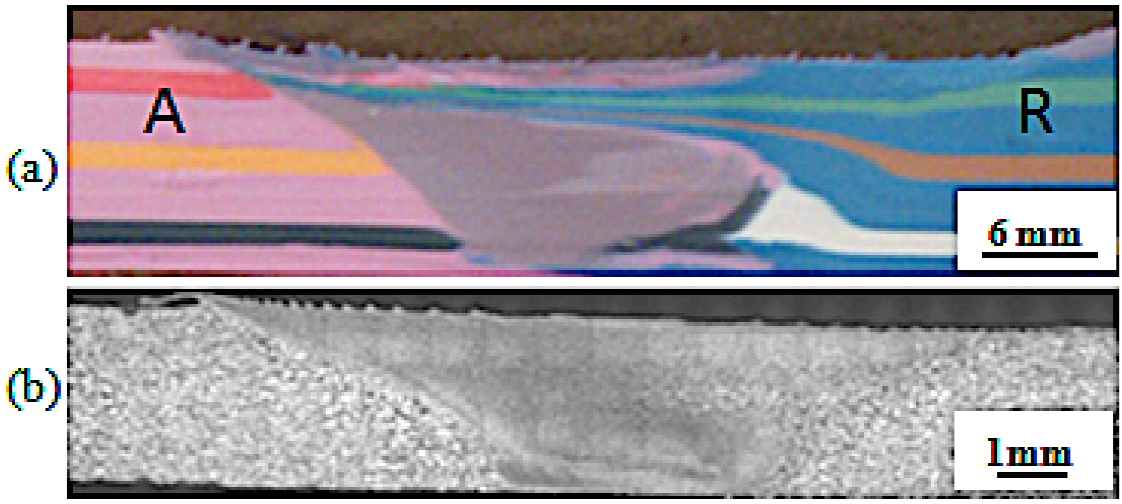


Figure II. 22. Comparaison de la rhéologie du cordon FSW (a) la plasticine (b) aluminium.

Similairement, la figure 2. 23 présente une forte analogie entre les essais de la maquette et le soudage FSW. Elle montre la formation d'un défaut si l'avance par tour (Va/N) est importante. Le modèle analogique correspond encore une fois à la réalité de l'essai.

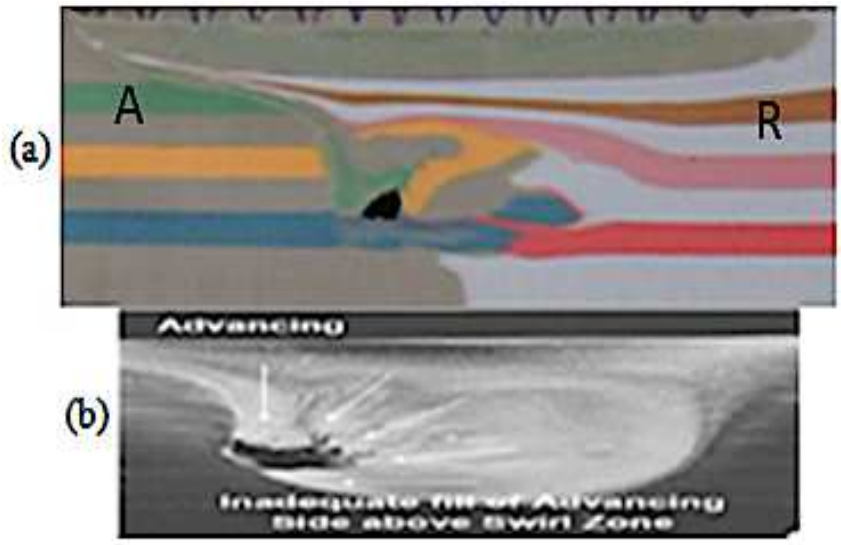


Figure II. 23. Présence des défauts. (a)plasticine (N=100tr/min, Va=20mm/min) (b) essai sur aluminium.

Cette figure tendrait à confirmer l'hypothèse de cisaillement de la matière du côté avance. L'avance du pion crée une contrainte de cisaillement intense au niveau de la frontière outil/matière, la matière est ensuite extrudée autour de l'outil.

Dans le cas d'un écoulement à grand pas d'avance par tour, les mêmes modes d'écoulement se présentent (figure 2. 23). Ceci appuie l'hypothèse du mouvement de contournement au cœur de la soudure ainsi qu'au bout de l'outil.

La discontinuée de la feuille orangée montre que la matière a été cisaillée et a ensuite entouré le pion avec un mouvement descendant ce qui lui permet de reboucher le vide intérieur au fond de la soudure. Ces observations restent toutefois qualitatives. On peut en effet imaginer un glissement entre les feuilles qui pourrait perturber le mode d'écoulement.

La figure II. 24 présente une vue oblique montrant l'évolution du mouvement de la matière soumise à l'action de l'outil.

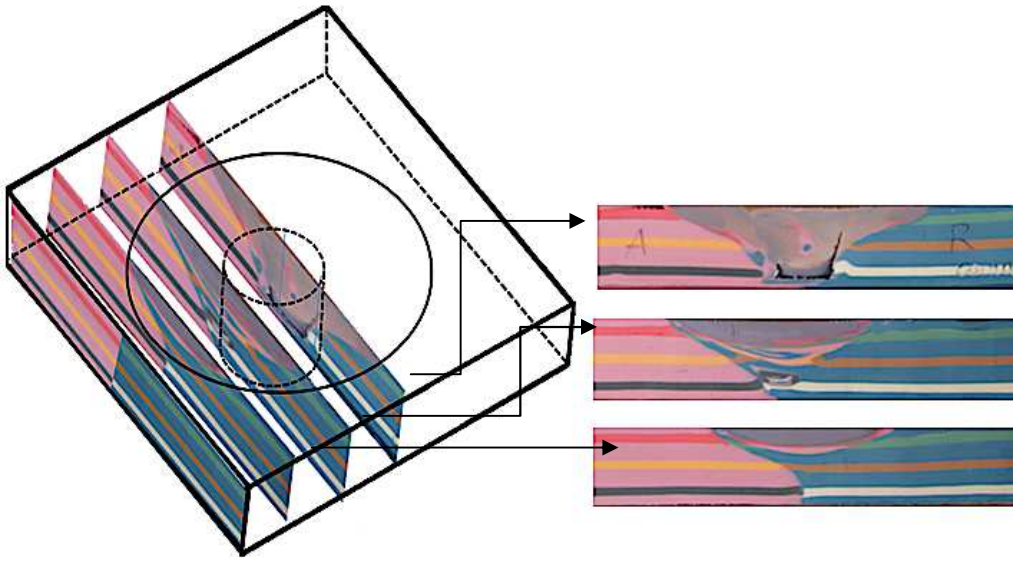


Figure II. 24. Visualisation de l'évolution spatiale et temporelle de l'écoulement.

Les photos du cordon prises à différentes distances de l'outil montrent l'effet dans le temps de l'action de l'outil dans la formation du cordon. L'action de l'épaulement initie la déformation de la matière. Son action de brassage n'est pas que surfacique. Au fur et à mesure que l'outil avance la matière sera entrainée par l'action du pion. Après passage du pion, la matière reste sous l'action de l'épaulement : la zone *arm flow* subit une déformation intense. Avant le passage total de l'outil, la matière rebouche la zone de passage de l'outil sauf au pied de l'outil ce qui implique que la matière arrive avec une vitesse d'entrainement moins faible dans cette zone.

II.10.3.2. Observations dans le plan longitudinal

Dans ce paragraphe, on se propose d'étudier le mouvement de la matière dans le plan longitudinal.

La figure II. 25 montre des coupes longitudinales à différentes épaisseurs. La frontière noyau/matière déformée est plus nette du côté avance. Proche du noyau, les grains du côté avance sont allongés et déformés dans le sens de l'avance. Par contre, les grains du côté recul sont

soumis à un mouvement les tirant vers l'arrière de l'outil. On observe sur ces trois figures, plus nettement au cœur de la soudure, que la zone déformée ou affectée thermiquement est plus étendue du côté recul.

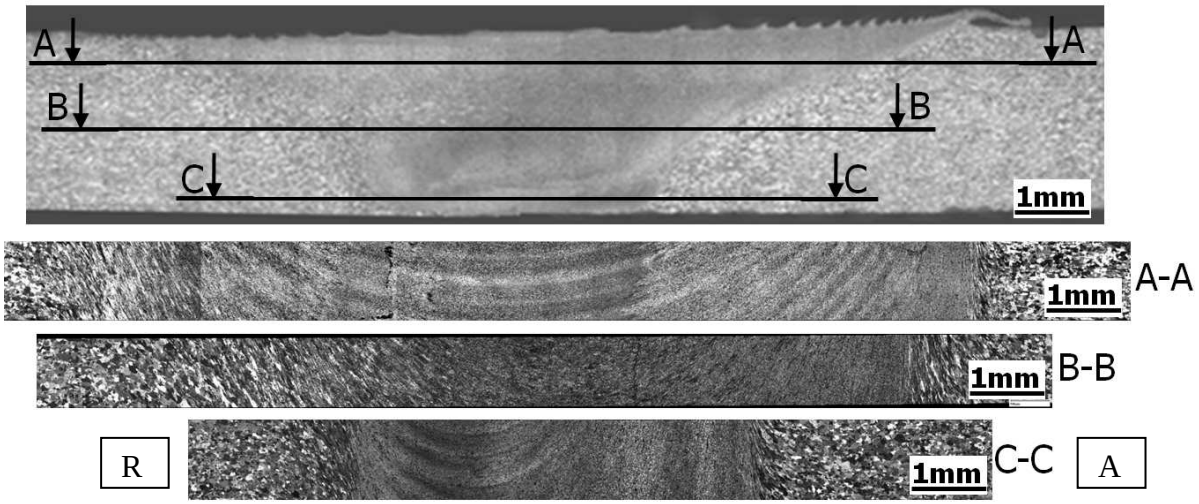


Figure II. 25. Coupes longitudinales d'un cordon FSW (300tr/min, Va=100mm/min;F=15kN) à différentes profondeurs de la surface (A-A : p1=0.5, B-B : p2=1.5, C-C : p3=2.75).

Les coupes montrent l'existence de stries à 1mm au-dessous de l'épaulement ainsi qu'au pied de la soudure. Au milieu du cordon, ces stries disparaissent malgré la persistance du sens d'écoulement. Les stries existantes montrent bien que la matière est brassée et forgée par l'action de l'épaulement et du bout de l'outil. On peut conclure que ces zones sont les plus exposées aux déformations plastiques. En effet, la géométrie de l'épaulement, ainsi que le bout de l'outil rarement étudié, jouent un rôle primordial dans l'allure du cordon FSW.

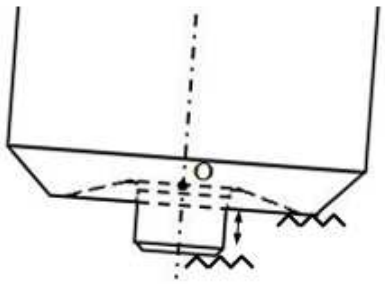


Figure II. 26. Influence de l'épaulement et du bout de l'outil sur la matière.

Pour les essais sur plasticine, les feuilles sont rangées verticalement (figure II. 27), les soudures sont faites selon deux directions perpendiculaire et parallèle aux interfaces entre lamelles. Les observations sont faites dans les plans parallèles à la surface supérieure.

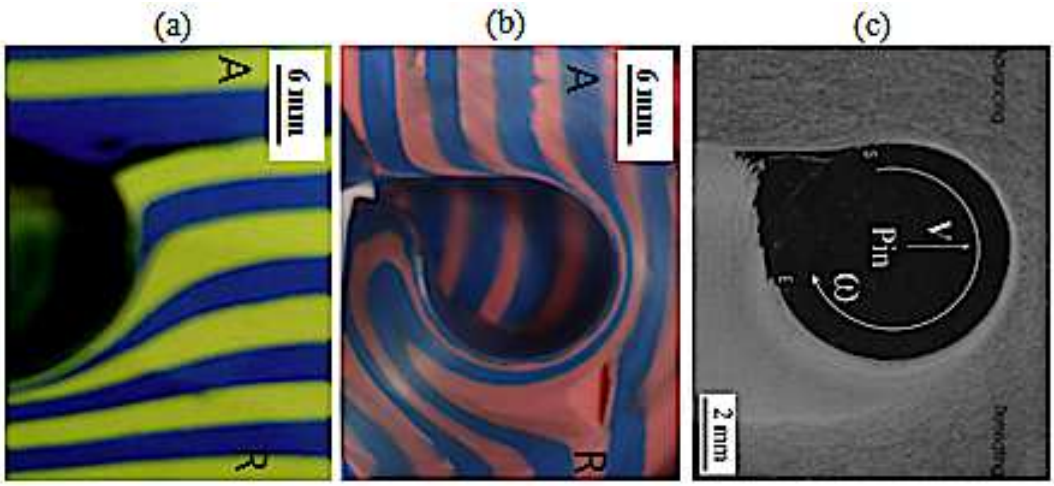


Figure II. 27. Visualisation de l'écoulement autour du pion. (c)[78].

Pour brasser la matière autour du pion pendant un tour, l'outil cylindrique exerce une force pour vaincre le frottement. Ainsi, il déforme plastiquement la matière emprisonnée entre l'outil et la zone affectée thermiquement.

II.10.3.3. Formation du flash

Contrairement à la formation du joint, le flux de matière en surface peut être visualisé pendant l'opération de soudage. Au cours de l'avance, un flash se forme en surface. La quantité de matière formant ce flash est un bon indicateur de la qualité de la soudure. Dans notre cas, l'épaulement concave permet d'emprisonner la quantité de matière forgée. Cette matière est ensuite extrudée et contourne l'épaulement. En surface, une quantité de matière ne glisse pas sous l'épaulement et forme un flash en surface.

Les essais sur plasticine montrent que le flash est constitué uniquement de la couleur de la feuille supérieure.



Figure II. 28. Formation du flash (coté avance).

II.10.3.4. Formation des « onion rings »

Dans la littérature, deux hypothèses sont présentées pour expliquer l'origine de la formation des *onion rings* susceptibles de se présenter dans une coupe transversale d'un cordon FSW.

La première hypothèse attribue la formation du noyau à un mouvement de type vortex qui se forme derrière l'outil. La figure II. 29 montre les mouvements qui peuvent former des *onion rings*.

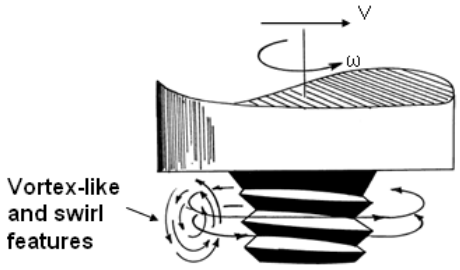


Figure II. 29. Mouvements Vortex derrière l'outil.

La deuxième hypothèse est que le noyau excentrique observé dans une coupe transversale n'est que l'image d'un empilement de plusieurs couches. A chaque avance par tour, la matière serait cisaillée et extrudée derrière l'outil. Ces couches de matière seront empilées derrière l'outil. L'étude de Z.W. Chen [59] essaie à partir des observations dans différentes directions de confirmer que cette forme est obtenue à partir d'un empilement de couche.

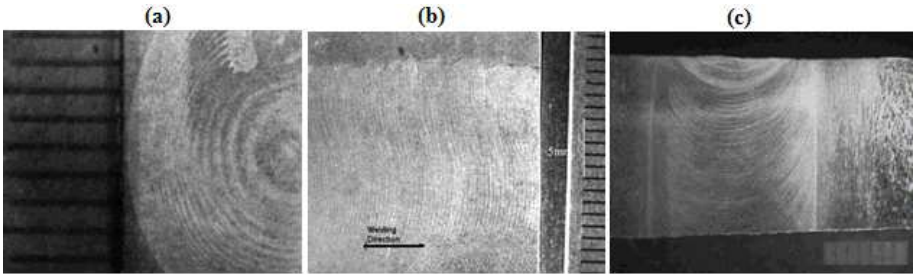


Figure II. 30. Observation d'un cordon FSW(N=400 rpm,Va=120 mm/min), (a) plan (XY) ;(b) plan (ZY) ;(c) plan (XY)[79].

Bien que nous n'ayons pu observer des *onion rings*, les noyaux observés dans les figures II. 22 et II. 23 appuient la deuxième hypothèse : une superposition des couches. En fait, dans la figure II. 22, malgré la formation du noyau, on remarque que la matière n'est pas distribuée avec une forme symétrique. La zone blanche se situe principalement du côté avance, donc elle n'a pas subi un mouvement Vortex. Cette hypothèse n'élimine pas le fait d'avoir des mouvements verticaux et horizontaux de la matière, surtout du fait que l'outil utilisé n'a pas de filet ni de méplat.

II.11. Conclusions

A partir d'une géométrie d'un outil FSW conçu, nous avons présenté dans ce chapitre une démarche pour trouver un point de fonctionnement. Ce dernier nous a permis de trouver un domaine de soudabilité qui servira dans le chapitre 4 à une étude paramétrique. Des cordons sans macro défauts sont obtenus dans ce domaine.

A travers l'étude énergétique préliminaire, nous avons présenté l'influence de la cinématique de l'outil sur la puissance consommée.

Les résultats présentés dans le modèle analogique permettent de comprendre au mieux l'écoulement au cours du soudage. Des essais plus fins utilisant des lois de similitude plus poussées peuvent représenter un outil efficace pour modéliser le soudage par friction malaxage et tester les géométries des outils. La visualisation de différentes coupes du matériau modèle montre que ce dernier est en accord avec l'écoulement laminaire à faible nombre de Reynolds.

A l'issue de ces expériences, la plasticine semble être bien adaptée pour simuler les essais réels de soudage. Avec un recalage des paramètres opératoires nous avons pu reboucher le tunnel apparent derrière l'outil.

Bien que le modèle analogique présenté permette de visualiser globalement les écoulements, il est difficile de prévoir les déformations réelles engendrées lors du soudage. En effet, la plasticine possède une homogénéité peu sensible aux phénomènes physiques engendrés lors du soudage.

III. Chapitre 3 : approche expérimentale et numérique pour l'étude thermique du FSW

III.1. introduction

En FSW, le soudage est effectué sans métal d'apport. La matière constituant le cordon subit de grandes déformations et des flux thermiques permettant de former une continuité entre la matière de base et le cordon. En effet la maitrise énergétique du procédé constitue un point critique pour évaluer ces grandeurs et déterminer leurs influences sur la microstructure du cordon.

L'objectif global de cette étude est de déterminer la répartition de la puissance totale consommée entre l'outil et les pièces à souder, donc de quantifier la partie d'énergie servant à la formation du cordon.

En effet, lors du soudage par friction malaxage la matière subit de grandes déformations plastiques ainsi que des flux de chaleur imposés par le frottement de l'outil sur la matière.

La puissance totale consommée en FSW a été calculée à partir des actions mécaniques étudiées dans le chapitre 2. Cette partie est considérée comme une continuité de la première partie du chapitre 2.

L'objectif de ce chapitre est de présenter une méthode permettant de quantifier la distribution des flux énergies dans les différentes parties de l'outil ainsi que de l'énergie servant à la formation du cordon.

Une étude expérimentale a été mise en place afin de recueillir les mesures de la température dans l'outil. Cette étude alimentera un modèle numérique permettant d'estimer les flux mis en jeu en FSW.

Dans ce chapitre, nous proposons une méthode permettant d'identifier la répartition des flux dans l'outil. Cette identification permettra, dans la suite, d'estimer les flux appliqués sur les plaques à souder. Ces flux nous ont permis de présenter un modèle thermique du procédé au cours du soudage permettant une meilleure compréhension de la répartition de chaleur dans les pièces à souder.

Un bilan énergétique du procédé, tenant compte de la répartition des flux thermiques dans l'outil et les pièces à souder, est présenté pour expliquer le concept énergétique du FSW.

III.1.1. Présentation de la problématique

La compréhension du comportement mécanique ainsi que de l'évolution microstructurale du joint FSW nécessite une connaissance du champ de température du cordon FSW. Ce champ permet notamment d'identifier les zones affectées thermiquement.

La plupart des modèles thermiques présents dans la littérature considèrent une répartition des flux thermiques basée sur les transferts thermiques dans chaque zone de l'outil. Le terme source de ces flux est induit par frottement entre la matière et l'outil comme étant des flux thermiques surfaciques.

La plupart des modèles numériques simulant l'aspect thermique du FSW se basent sur l'introduction des équations analytiques de la quantité de chaleur dissipée par frottement. Ces dernières permettent de calculer la contribution énergétique de chaque partie de l'outil.

Pour simuler le FSW, une connaissance des conditions aux limites est nécessaire. Dans la littérature concernant la modélisation analytique et expérimentale du FSW, les conditions aux limites sont largement discutées. Schmidt et *al* [53] montrent que la génération de chaleur par l'épaulement est estimée à 86% de l'énergie totale. Seulement 3% et 11% de la quantité de chaleur par frottement est générée respectivement par le bout et la surface latérale du pion. Ce calcul a été fait pour un rayon de l'épaulement égal à 9mm et un pion de rayon 3mm et une hauteur de 4mm. La contribution de la quantité de chaleur par le pion est limitée à 2% dans le travail de Russell et Shercliff [80]. D'autres travaux [81] ne prennent pas en considération l'effet du pion pour simplifier le problème.

Nous pouvons donc attribuer à chaque partie de l'outil une densité de flux de chaleur moyenne appropriée. Cette modélisation permet dans la suite de calculer l'apport thermique de chaque partie dans les pièces à souder

La condition de contact entre l'outil et la matière est peu évoquée dans la littérature du FSW. En conséquence, le frottement à l'interface est mal maîtrisé. Dans plusieurs cas, la loi de frottement est prise indépendamment de la température.

III.2. Identification de zone de l'outil

Les zones identifiées dans un cordon FSW prouvent que l'interaction outil/matière n'est pas identique dans ces différentes parties de contact.

Afin de comprendre les effets thermiques lors du FSW, nous avons reparti les flux dans l'outil en trois zones. Chaque zone dans l'outil est sollicitée thermo mécaniquement d'une manière

différente. L'identification de la distribution de ces flux dans l'outil sera un objectif principal de ce chapitre.

Nous présentons les flux thermiques rentrant dans l'outil selon la répartition spatiale comme illustrée sur la figure III.1.

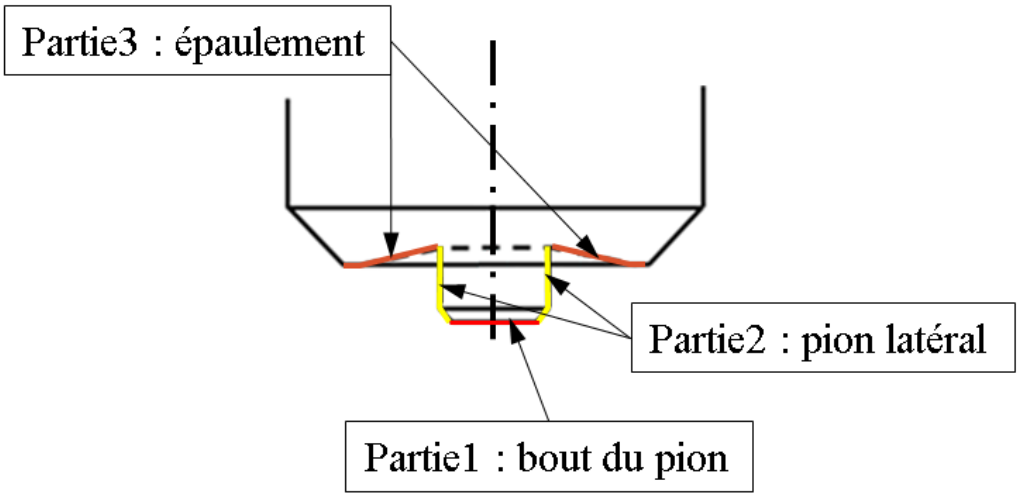


Figure III. 1. Identification des zones de contact outil/matière.

Dans la partie suivante, nous présentons une méthode pour identifier les flux thermiques rentrant dans les différentes zones de l'outil.

III.3. Identification des flux dans l'outil

Les méthodes les plus utilisées pour la détermination du flux de chaleur sont les méthodes inverses.

Ce problème consiste à estimer les évolutions spatio-temporelles des sollicitations à partir de mesures de température dans des points situés au voisinage des surfaces sur lesquelles sont appliquées ces sollicitations [82]. Cette approche permet d'évaluer la répartition de la densité de flux de chaleur moyenne dans un outil de soudage par friction malaxage.

La méthode consiste d'une part à effectuer une simulation directe avec des conditions aux limites estimées et d'autre part, à adopter une démarche où l'on déterminera expérimentalement les solutions du problème. L'étude expérimentale servira à identifier et quantifier l'évolution temporelle de la température au cours du soudage par friction malaxage.

Nous comparons ensuite la solution obtenue avec la solution mesurée. Nous injectons les solutions mesurées dans le modèle indirect pour remonter à une estimation des conditions aux limites.

Basé sur cette approche, un algorithme est développé pour résoudre le problème inverse de transfert de chaleur.

Cette étude nous permettra par la suite de construire le bilan énergétique du procédé FSW.

La puissance totale consommée est égale à :

$$P \approx C_z * \omega_z \qquad \text{III.1}$$

Une partie de cette puissance sera transformée en une énergie dissipée sous forme de quantité de chaleur et elle sera évacuée par l'outil et la matière. Le reste de cette énergie servira à plastifier la matière. Cette plastification est principalement induite par l'écrouissage et la transformation de phase.

Sur cette base on présente la répartition des flux et de l'énergie plastique dans le cordon FSW.

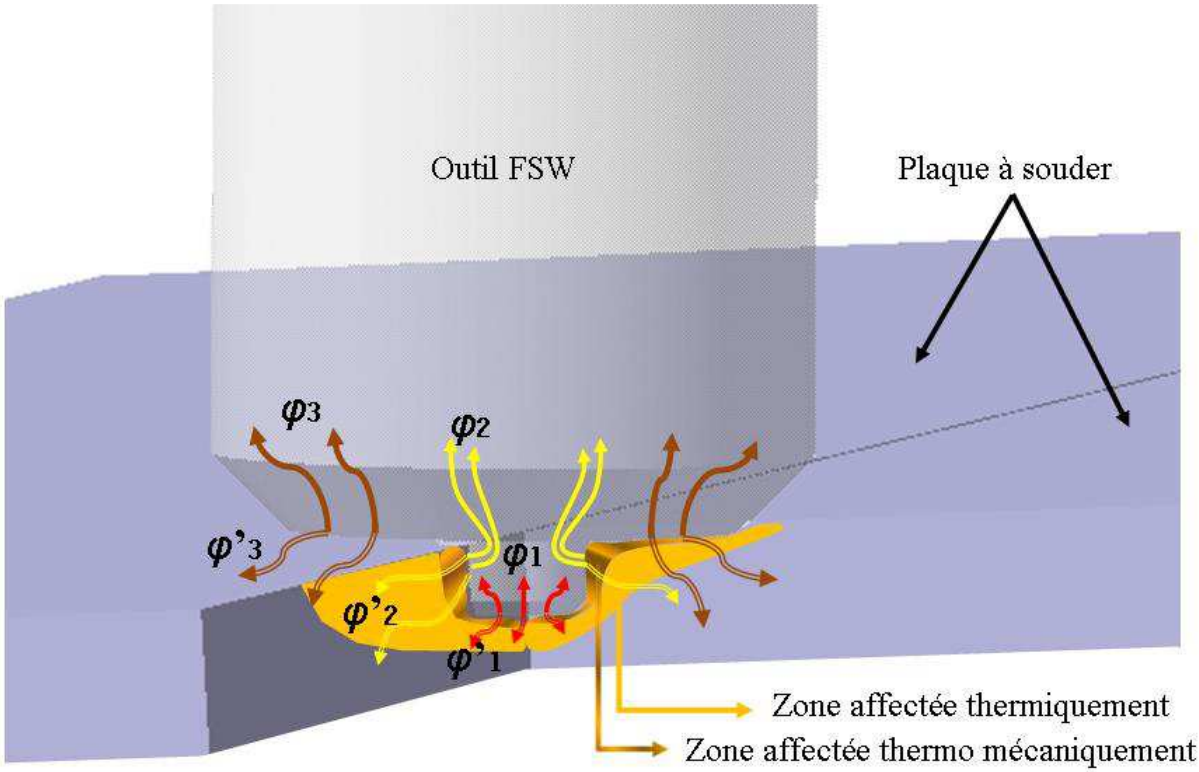


Figure III. 2. Flux thermiques mis en jeu lors du soudage par friction malaxage.

Nous proposons l'hypothèse se basant sur l'équation suivante :

$$\boldsymbol{Et=Ed+Eth} \qquad \text{III.2}$$

Avec *Et* est l'énergie totale dissipée, *Ed* l'énergie de déformation *Eth* représente l'énergie thermique.

La zone affectée thermo mécaniquement est une zone plastifiée, elle représente le noyau ainsi que l'*arm flow*, où la matière a subi de grandes déformations plastiques à de grandes vitesses de déformation sous une grande pression. L'énergie de déformation n'est pas facile à identifier. Cette énergie de déformation est égale aux énergies de déformation élastique et plastique.
Notre objectif se focalise sur l'identification des flux à l'interface outil/matière. Ces flux représentent la source thermique générée par le frottement entre l'outil et la matière. Le terme source thermique surfacique générée par le frottement est réparti dans l'outil et les pièces à souder selon les zones de contact de ces derniers. Une répartition spatiale des flux est représentée dans la figure(III.1). La répartition de chaque terme de source n'est pas la même dans l'outil et dans la matière.
La puissance mécanique fournie par la broche peut être ramenée en une source thermique. Elle sera repartie dans l'outil et dans les pièces à souder.
Le coefficient de partage thermique permet de définir la quantité thermique rentrant dans l'outil et les pièces. Ce coefficient dépend principalement de la nature du régime de contact. La répartition des flux thermiques de part et d'autre de l'outil et des pièces à souder sera discutée dans la suite.

III.4. Partie expérimentale : Mesures des températures dans l'outil

L'estimation des densités de flux de chaleur moyenne dans les différentes parties de l'outil nécessite des mesures de températures dans différents points statiques de l'outil. Une chaine de mesure a été mise à point pour atteindre cet objectif. L'instrumentation de l'outil est effectuée à l'aide de plusieurs thermocouples permettant la mesure locale dans différents points de l'outil. Le positionnement des thermocouples est basé principalement sur la répartition spatiale des flux dans l'outil. L'outil instrumenté est intégré dans une chaine de mesures permettant d'extraire l'évolution de la température. Ces courbes représentent les différentes phases de soudage.

III.4.1. Positionnement des thermocouples

Pour mesurer la température et son évolution au cours du procédé de soudage FSW, nous avons choisi de mesurer la température locale avec des thermocouples dans l'outil et avec une disposition spatiale bien choisie permettant ainsi d'évaluer la distribution des flux dans les différentes zones de l'outil.

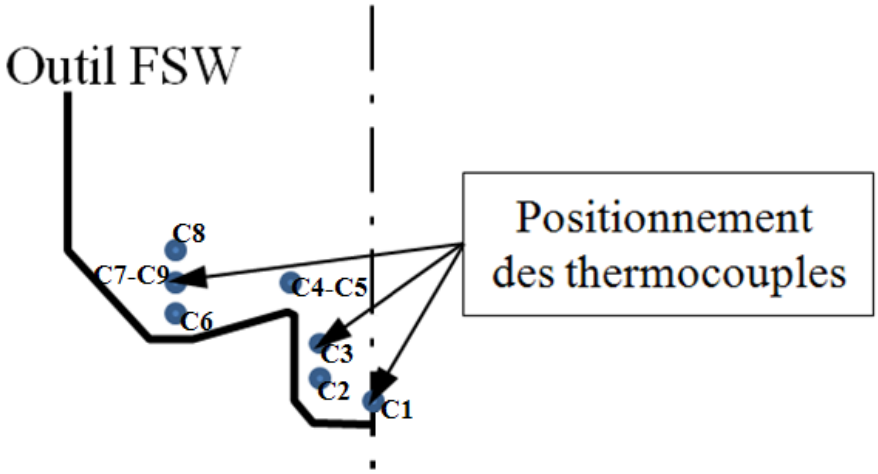


Figure III. 3. Positionnement des thermocouples.

Dans le cas du soudage par friction malaxage, cette méthode est intéressante comparée à la thermographie par caméra puisque la partie active de l'outil est cachée et que l'information obtenue par une caméra infrarouge est surfacique. Des mesures par caméra infrarouge permettent la validation du modèle direct. On peut alors comparer des températures surfaciques issues des mesures par caméra infrarouge avec celles estimées par le modèle thermique proposé.

III.4.1.1. Instrumentation de l'outil FSW

La mesure de la température à l'intérieur de l'outil est effectuée par des thermocouples. Il s'agit de thermocouples de type K (Chromel (alliage nickel + chrome) / Alumel (alliage nickel + aluminium) de diamètre 0.5mm avec une plage de mesure de -200 à +1100 °C. Ils sont déformables et chemisés en inconel ce qui permet leur insertion dans des petits diamètres.

Afin de loger les thermocouples dans des positions bien déterminées dans l'outil, nous avons réalisé par électroérosion des trous de 0.6 mm. Des pré-trous sont percés dans l'outil pour faciliter l'insertion des thermocouples.

La figure ci-dessous représente la répartition des thermocouples dans l'outil de soudage par friction malaxage. L'outil est instrumenté par 9 thermocouples. (Voir annexe A)

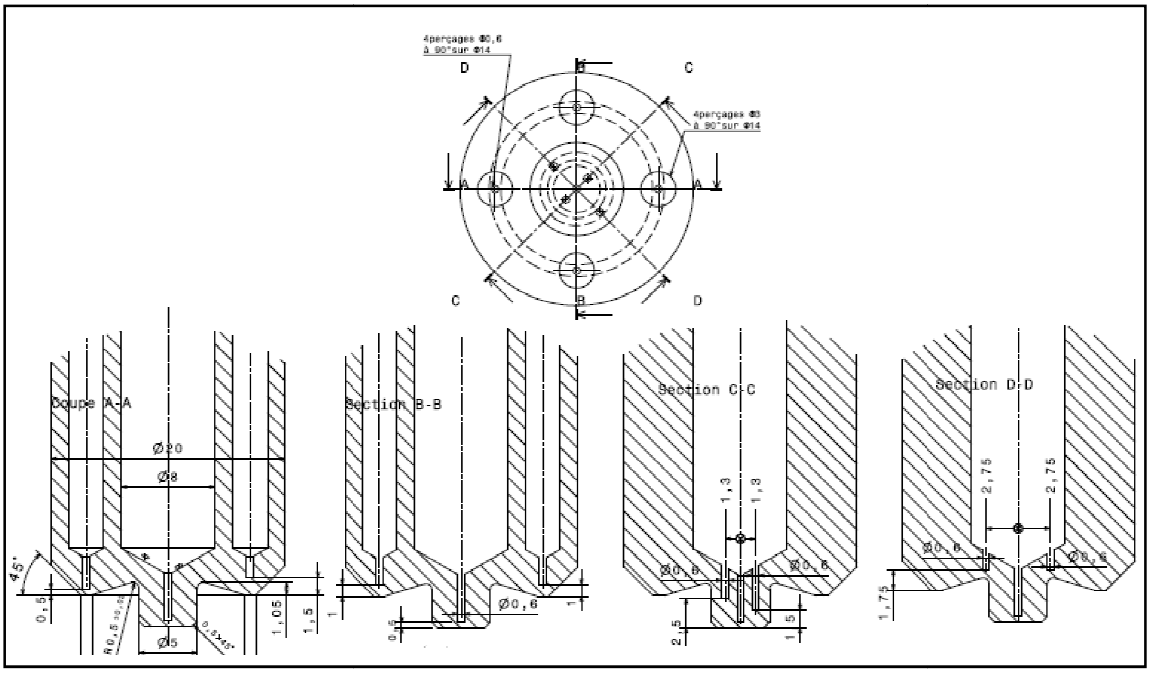


Figure III. 4. Positionnement des thermocouples dans l'outil.

Sur un diamètre de 2,6 mm, nous avons placé deux thermocouples à des profondeurs différentes pour avoir une information sur le gradient de température entre ces deux points de mesures.

A 45° de ces thermocouples et sur un diamètre 5,5mm, nous avons introduit deux thermocouples au même niveau pour savoir s'il y a une différence de la température entre deux points de mesure diamétralement opposés.

A un diamètre centré sur la circonférence de l'épaulement, nous avons inséré 4 thermocouples à 45° ; deux thermocouples sont placés à des profondeurs différentes et les autres à une même profondeur pour les mêmes raisons citées au-dessus.

Les points de mesures sont pris aux extrémités des thermocouples. Le problème qui se pose est d'assurer le contact optimal thermocouple/pièce durant l'essai pour minimiser les résistances de contact. Au début, nous avons pensé au soudage des thermocouples avec l'étain. Cette solution paraît délicate vu les petits diamètres des trous réalisés pour loger les thermocouples. La solution privilégiée est de coller les thermocouples avec un adhésif époxy qui a une bonne conductivité thermique et qui résiste bien aux températures maximales lors du soudage. Un nouveau produit délivré par AREMCO nous a permis de retenir cette solution.

Une étape finale de vérification est recommandée pour s'assurer des positions des thermocouples Ce travail est effectué grâce à la tomographie par rayon X.

Le tableau ci-dessous présente les coordonnées des points de mesure dans le repère (**x,y,z**) lié à l'outil.

Tableau III. 1. Les coordonnées des points de mesure.

cordonnées des points de mesure	X	Y	Z
C1	0	0	0.5
C2	0.919	0.919	1.5
C3	-0.919	-0.919	2.5
C4	1.944	-1.944	4.5
C5	-1.944	1.944	4.5
C6	-7	0	3.25
C7	0	-7	3.75
C8	7	0	4.25
C9	0	7	3.75

III.4.1.2. Conception du dispositif de mesure

Actuellement, les mesures locales de la température dans une pièce en rotation sont peu traitées en littérature. La récupération des signaux délivrés par les thermocouples ou autre capteur demande un outillage spécifique. La fidélité de la transmission du signal entre le capteur et la partie d'acquisition est très recherchée.

Stephenson [83] et Bourouga et al. [84] ont utilisé des bagues de mercure pour assurer le contact entre le circuit d'acquisition et la pièce en rotation. Cette approche est utilisée pour la mesure de la température à l'interface de l'outil/pièce considérée comme thermocouple naturel, ce qui nécessite la conductivité de l'outil et de la pièce.

Notre approche expérimentale est inspirée des travaux de Battaglia et *al* [85] [86] pour la mesure locale de la température dans des outils tournants. Dans la référence [85] les trous de lubrifications existants dans outil de perçage ont permis d'insérer deux thermocouples. Dans le cas du fraisage, le dispositif présenté est basé sur l'emploi de thermistances insérées dans les plaquettes. Chaque thermistance est disposée en un point peu éloigné de l'arête de coupe de la plaquette [86].

Le dispositif expérimental présenté dans la figure III.5 est composé essentiellement de trois parties:

Un outil FSW instrumenté avec des thermocouples, un collecteur tournant à grande vitesse permettant la transmission des signaux issus des thermocouples et une chaine d'acquisition pour récupérer les mesures.

Afin d'éviter les perturbations créées par le contact des balais du collecteur, une amplification des signaux était très recommandée. Le signal délivré par chaque thermocouple doit être amplifié

avec un amplificateur opérationnel de Type AD. Pour cela nous avons placé un circuit d'amplification entre le collecteur et les signaux des thermocouples.
L'étalonnage des capteurs nous a permis de transformer les signaux de tension recueillis par la chaine de mesure à des courbes d'évolution de la température dans chaque point de mesure.

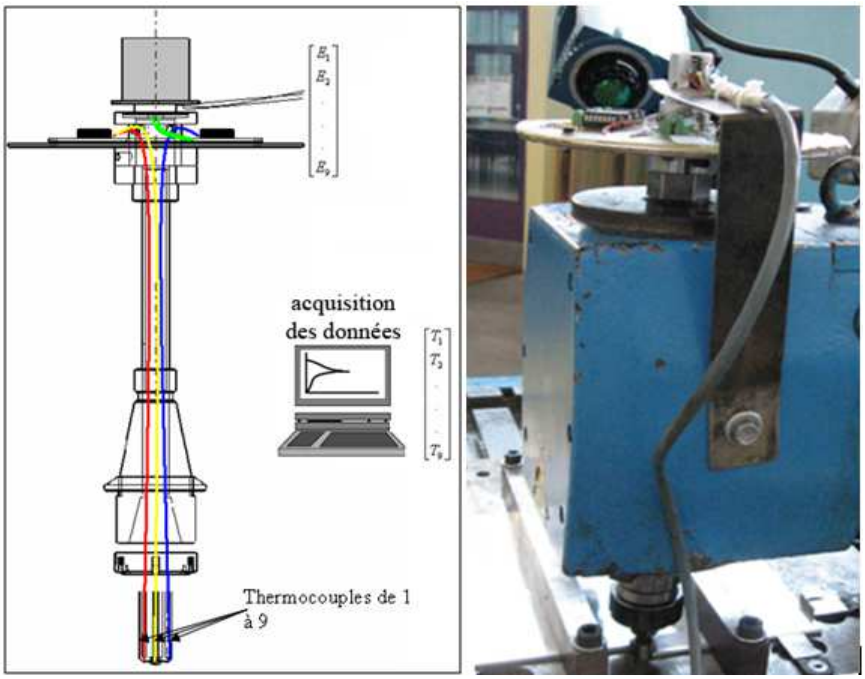


Figure III. 5.Dispositif expérimental pour la mesure des températures.

Le dispositif de mesure est monté sur une fraiseuse universelle, d'où l'utilisation d'un tirant percé afin de passer les thermocouples à l'extérieur de la broche. Ce montage bien qu'il soit bien adapté au besoin de mesure avec une fraiseuse, ne permet pas son montage dans une machine MTS de l'institut de soudure.

III.4.2.Mesure des températures dans l'outil

Des essais préliminaires ont été réalisés sur la fraiseuse, avec le même outil sans instrumentation, pour déterminer des paramètres opératoires permettant d'obtenir un cordon sans défaut tunnel apparent.
Avec une vitesse de rotation égale à 800 (tr /min) et une vitesse de soudage égale à 50 mm/min nous avons obtenu un cordon acceptable, ces vitesses sont maintenues dans l'essai instrumenté avec les thermocouples.
Les températures sont relevées dans les points de mesures représentés dans le tableau III.1.
La figure suivante montre l'évolution de la température au cours des différentes phases de soudage FSW.

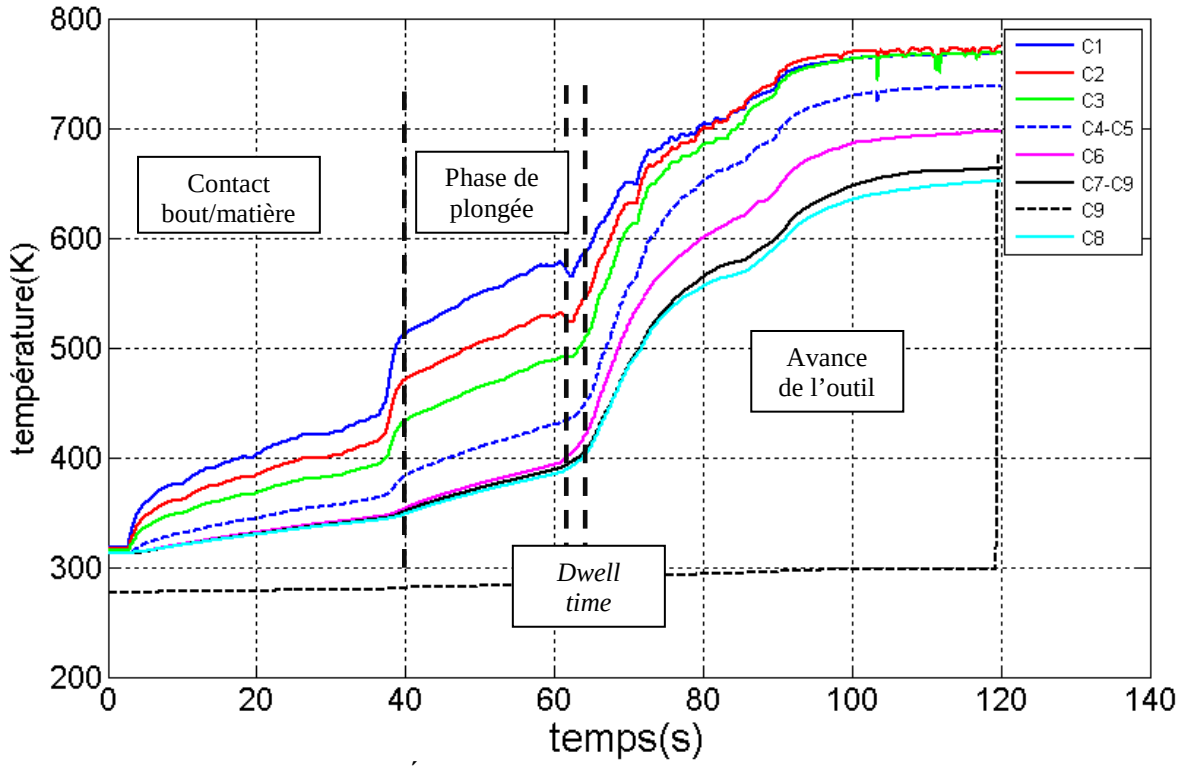


Figure III. 6. Évolution de la température aux cours du FSW.

La figure III.6 montre que les températures maximales mesurées par les thermocouples dans le pion sont supérieures à celles mesurées dans l'épaulement.

Notons que la température des thermocouples 9 n'a pas été enregistrée dû à un problème de contact dans le montage de son amplificateur.

Les courbes de températures présentées sont divisées en trois parties permettant d'identifier le début du contact entre les plaques à souder et chaque partie de l'outil (bout, surface latérale et épaulement.

Dans la première zone, seul le bout de l'outil est mis en contact avec la matière. Le frottement de cette surface sur les plaques provoque une élévation de température. La température maximale est enregistrée avec le thermocouple C1 le plus proche de la zone de contact bout/matière. La conduction de l'outil entraine l'élévation de température dans les autres points de mesures.

Le début de la première zone correspond au début de la pénétration de l'outil. Ceci provoque la participation de la surface latérale du pion dans l'apport de chaleur. La vitesse de pénétration de l'outil n'est pas constante puisqu'on plonge l'outil manuellement dans les plaques d'aluminium.

Le contact matière/épaulement marque le début de la phase de *dwell time* l'outil est maintenu dans sa position pendant quelques secondes avant de l'animer avec le mouvement d'avance. Dans cette phase les différentes parties de l'outil sont en contact avec la matière. Une chute de la

température est visualisée, elle est plus marquée dans les thermocouples à l'intérieur du pion. Ceci peut être dû au changement du coefficient de convection entre le bout de l'outil et la matière, en effet le bout de l'outil sera plus proche de l'enclume. Autre hypothèse de cette chute de température est le changement de l'effort appliqué sur le bout du pion, la charge sera appliquée principalement par l'épaulement.

Dans la dernière phase de soudage, les différentes parties de l'outil sont en contact avec la matière. La participation de l'épaulement dans la génération du flux provoque une augmentation de la température par conduction dans le pion. On observe sur cette phase que les thermocouples C2 et C3 atteignent le maximum de température enregistré dans l'outil.

Dans cette phase, nous observons qu'à partir d'un temps bien déterminé un régime permanent sera établi. Ce qui laisse penser à un équilibre thermique entre la chaleur entrante et celle évacué. Donc le cordon FSW n'est continu qu'à partir de quelques millimètres parcouru par l'outil.

III.5. Partie numérique Identification des flux thermiques dans l'outil :

Dans cette partie, nous présentons un algorithme permettant d'estimer les valeurs des densités de flux de chaleur moyenne en phase de soudage dans les différentes parties de l'outil. Cet algorithme est basé sur des boucles de comparaison entre les températures maximales données par un modèle éléments finis de transfert de chaleur en régime transitoire et les températures mesurées à un instant bien déterminé. Le modèle éléments finis de l'outil servira donc à simuler l'évolution de la température dans les différentes phases de soudage.

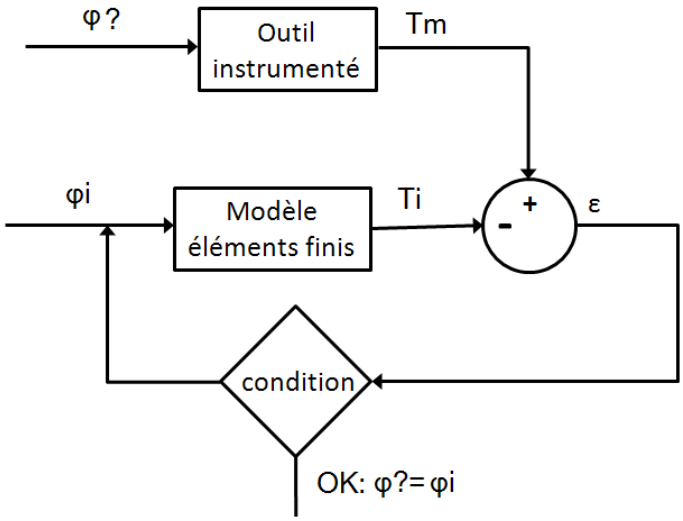


Figure III. 7. Schématisation d'une boucle de comparaison.

III.5.1. Modèle numérique en éléments finis

L'outil FSW est présenté par un modèle éléments finis 3D de transfert de chaleur transitoire grâce au logiciel *COMSOL Multiphysic*. Un maillage tétraédrique est attribué à la géométrie de l'outil. Un maillage fin est appliqué dans les différentes parties de source de chaleur identifiées dans l'outil (figure III.1).

Ce modèle est gouverné par l'équation de conduction thermique présentée dans la suite.

Des capteurs fictifs sont placés dans les mêmes positions des thermocouples logés dans l'outil. Ces points de contrôle permettent de générer les courbes de la température au cours des simulations.

Ce modèle éléments finis tridimensionnel est considéré comme un système direct liant les flux thermiques rentrants aux températures mesurées.

Le modèle éléments finis peut être dans la suite transformé en langage MATLAB ce qui facilite l'utilisation des boucles (figure III.7).

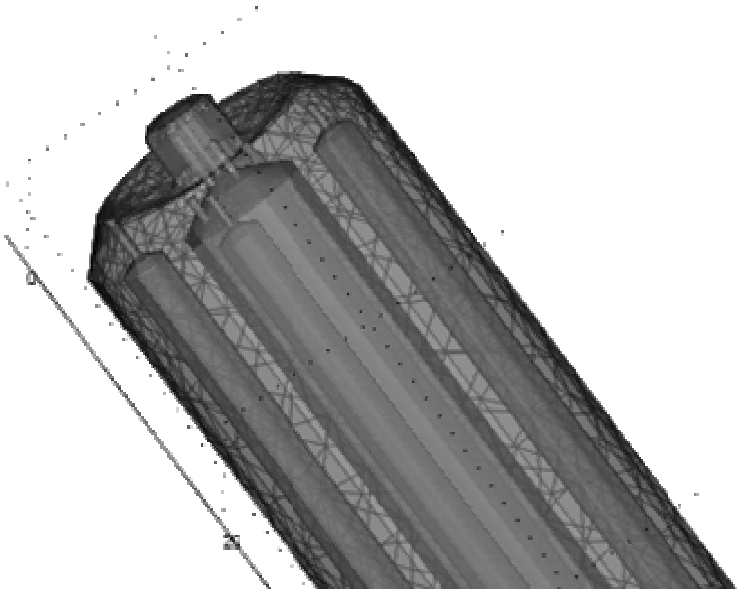


Figure III. 8. Modèle éléments finis de l'outil FSW (maillage volumique).

III.5.2. Formulation du problème thermique

L'hypothèse retenue est que l'outil est soumis à trois flux dont les valeurs sont inconnues φ 1 φ 2 et φ 3 (figure III.1).

Le modèle thermique de l'outil est gouverné par les équations thermiques du modèle temporel lagrangien suivantes

$$\nabla.(-k\nabla T) = Q - \rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} \quad \text{III.3}$$

ρ Masse volumique du matériau kg m^{-3}

C_p Capacité thermique J kg^{-1} K^{-1}

k Conductivité thermique W m^{-1} K^{-1}

Les conditions aux limites utilisées sont (voir figure III.1) :

Un flux thermique imposé sur les surfaces de contact outil/matière :

$$k\frac{\partial T}{\partial n} = \varphi_i \quad \text{III.4}$$

À l'interface outil/milieu ambiant la convection intervient sous la forme d'un flux d'échange décrite par l'équation suivante :

$$k\frac{\partial T}{\partial n} = h(T - T_{amb}) \quad \text{III.5}$$

Où h représente le coefficient d'échange global. A l'interface outil/matière l'échange thermique par convection est considéré en régime forcé.

Une condition initiale

$$T(t = 0) = T_{amb} \quad \text{III.6}$$

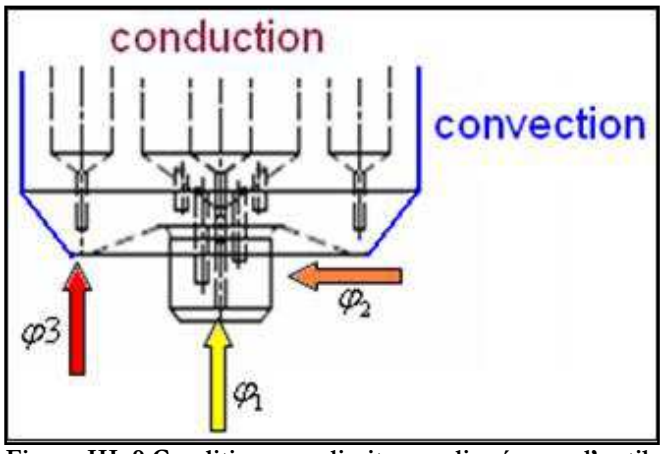


Figure III. 9.Conditions aux limites appliquées sur l'outil.

On suppose que la capacité thermique ainsi que la conductivité thermique sont indépendantes de la température.

Le tableau ci-dessous présente les caractéristiques thermiques de l'outil (X40CrMoV5-1) à 20°C.

Tableau III. 2. Caractéristique thermique de l'outil.

Masse volumique	Capacité thermique	Conductivité thermique
$\rho = 7800\ \mathrm{kg\,m^{-3}}$	$C = 460\ \mathrm{J.kg^{-1}}.K^{-1}$	$k = 24.4\ \mathrm{W.m^{-1}}.K^{-1}$

III.5.3.Algorithme d'identification des flux dans l'outil

Dans cette partie, nous présentons l'algorithme permettant de définir quantitativement les flux thermiques entrant dans l'outil par ces différentes parties.

La connaissance chronologique de l'apparition des flux dans les différentes parties de l'outil a permis de mettre au point un algorithme se basant sur un raisonnement par récurrence.

Cette chronologie est définie à partir de la connaissance de mise en contact des différentes parties de l'outil avec les pièces à souder. La figure suivante montre l'effet additif des flux thermiques des différentes zones de contact outil/matière sur l'évolution de la température au point de mesure C1.

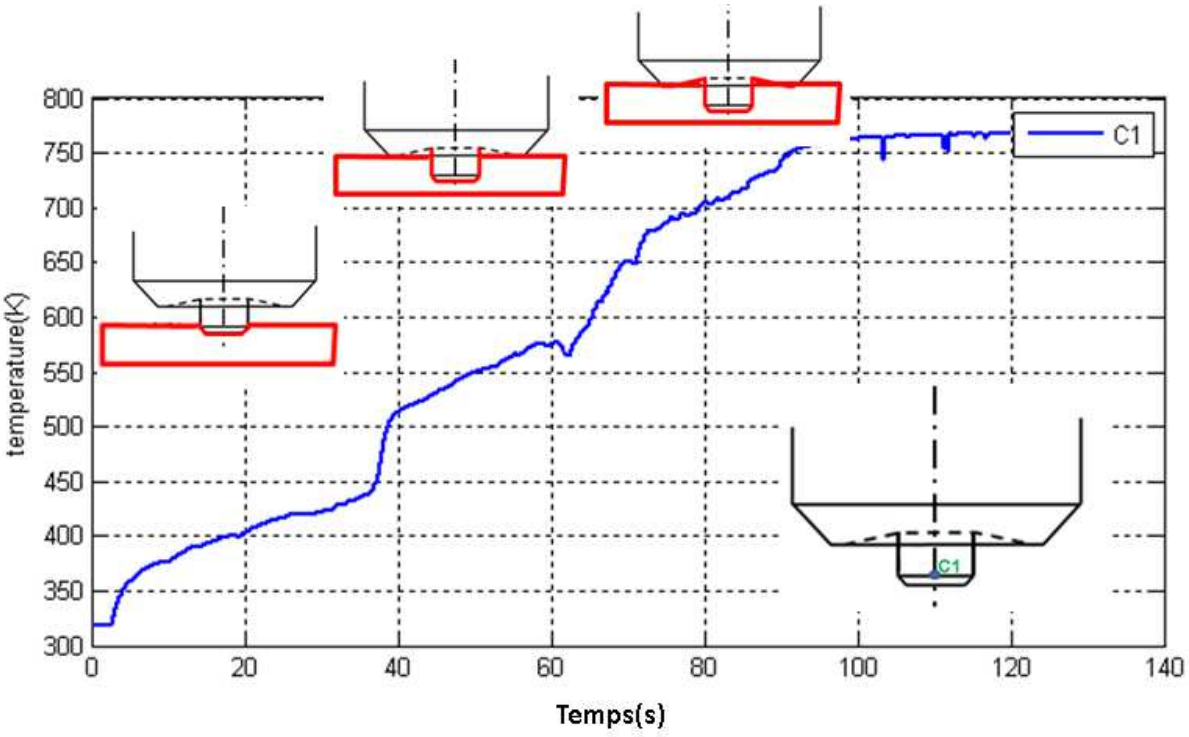


Figure III. 10. Évolutions de la température au point de mesure C1.

L'algorithme proposé conduit à la connaissance complète des flux dans les différentes parties de l'outil. Les flux sont évalués successivement dans l'ordre bien défini $\varphi_1\varphi_2\varphi_3$.

La figure suivante présente trois courbes correspondantes à une hypothèse de l'évolution temporaire de chaque flux thermique.



Figure III. 11.Évolutions des flux au cours des différentes étapes de FSW.

Entre t_1 et t_2 la partie inférieure du pion frotte sur la matière, cette source de chaleur $\varphi_1$est supposée maintenue pendant toutes les étapes de soudage.

Entre t_2 et t_3 le pion plonge dans la matière avec une vitesse constante ce qui implique une augmentation linéaire du flux φ_2 en fonction du temps.
A l'instant t_3 l'épaulement de l'outil rentre en contact avec la matière et il génère ainsi un flux de chaleur appelé$\varphi_3$qu'on estime constant au cours de la phase de soudage.
t_4 marque le début de la montée de l'outil.

Les données du problème sont principalement le modèle numérique qui comporte les conditions aux limites connues, l'évolution des flux dans les différentes étapes de soudage FSW ainsi que les mesures de températures effectuées dans différentes étapes servant comme référence pour l'ajustage des valeurs des flux dans chaque étape.

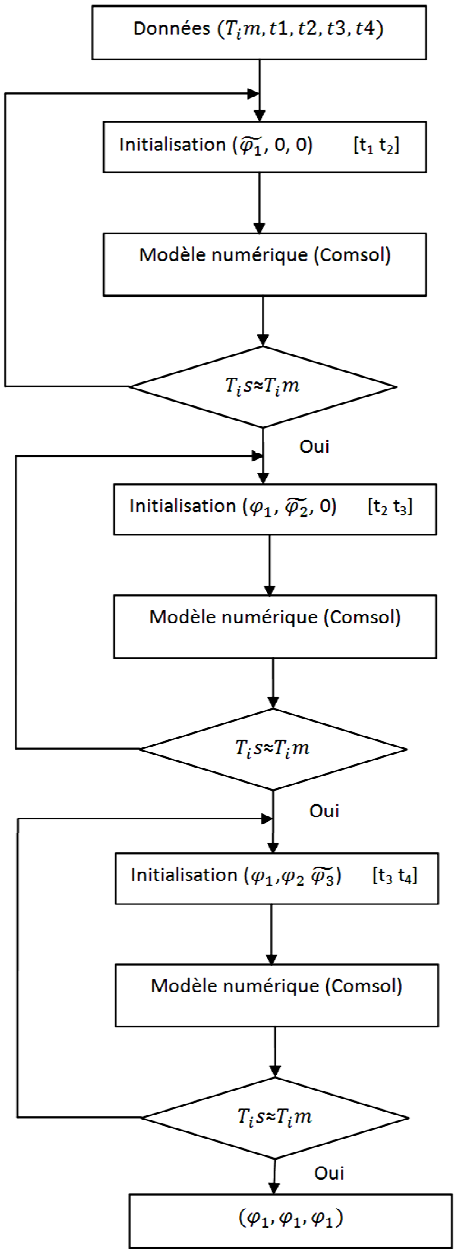


Figure III. 12. Représentation schématique de l'algorithme récurrent pour l'évaluation des flux dans l'outil FSW.

On se base dans cet algorithme sur la chronologie des étapes en soudage FSW. Dans un premier temps, on propose l'allure des flux thermiques dans les différentes étapes de soudage.

En observant la chronologie de l'application des flux, on remarque qu'on peut attribuer pour chaque étape de soudage un ou plusieurs flux correspondants.

Donc les conditions aux limites telles qu'elles sont présentées sur l'axe du temps peuvent être résolues par récurrence.

L'algorithme est basé sur la récurrence donc la valeur du flux φ_2 est estimée par rapport au φ_1 prealablement trouvé. D'une manière similaire, le flux $\varphi_3$est calculé en connaissant les valeurs de φ_1 et φ_2.

III.5.4. Implémentation du modèle éléments finis sous MATLAB

Pour chaque phase de soudage, nous cherchons à identifier un seul flux thermique. Pour résoudre ce problème, nous avons intégré le modèle éléments finis dans un code MATLAB. Les flux thermiques sont appliqués pendant une durée bien déterminée correspondante à la durée de chaque phase.

Le flux à identifier est appliqué sur la partie de l'outil en tenant compte de la répartition spatiale (figure III.1). Le flux thermique inconnu est itéré jusqu'à l'obtention d'un flux thermique identifié donnant un écart faible entre la température expérimentale maximale et celle obtenue par la simulation du modèle éléments finis.

Pour trouver chaque fois le flux, on conditionne la température maximale dans un point de mesure par la valeur correspondante aux mesures dans le même point.

L'arrêt des itérations est conditionné par l'équation suivante:

$$\left\| \frac{T_s^k - Tm}{T_s^k} \right\| \leq \varepsilon = 10^{-3} \qquad \text{III.7}$$

Avec T_s^k représente la température simulée à l'itération k, Tm représente la température mesurée à t bien défini et ε présente l'écart ou l'erreur définie par l'utilisateur entre les deux températures, elle définit la précision des résultats.

L'écart entre les températures détermine le nombre d'itération pour converger vers la densité du flux estimée

Pour chaque itération, on initie la densité de flux φ_i^1=0, nous comparons la valeur de la température maximale mesurée et celle simulée. Si la condition d'arrêt n'est pas satisfaite la densité du flux thermique est itérée.

La densité de flux thermique est itérée de la manière suivante :

$$\varphi_i^{k+1} = \varphi_i^k + \delta.(T_s^k - Tm) \qquad \text{III.8}$$

φ_i^k et φ_i^{k+1} sont respectivement les densités de flux thermiques appliquées aux itérations k et k+1.

δ désigne le coefficient de relaxation permettant de recalculer la nouvelle valeur de la densité du flux thermique.

Un coefficient de relaxation est attribué pour converger vers le flux exact. Ce coefficient défini la vitesse de convergence vers la solution.

Après quelques simulations, nous avons pu choisir une valeur de coefficient de relaxation permettant de converger rapidement vers la valeur de flux.

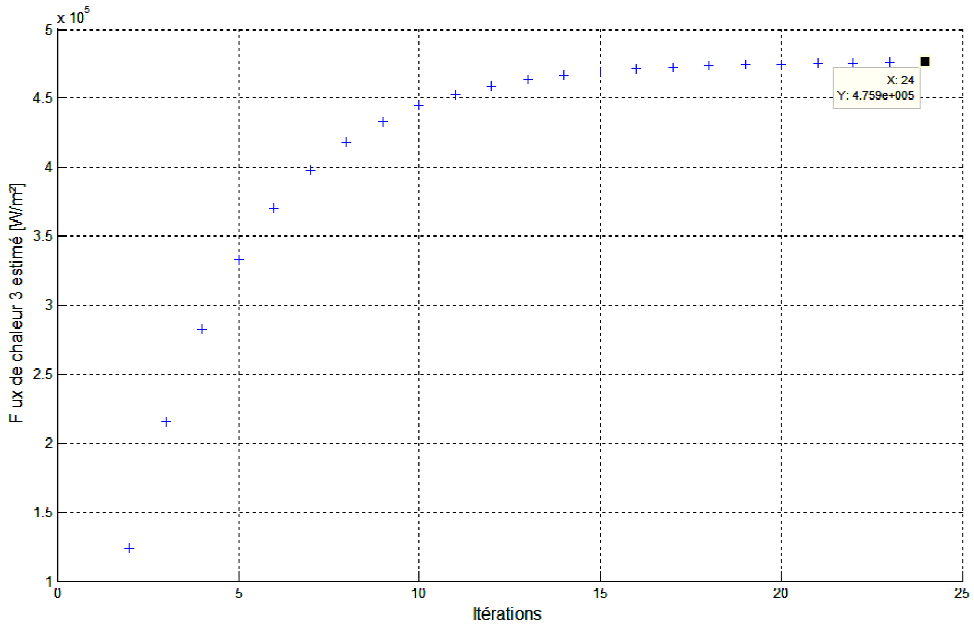


Figure III. 13. Identification des flux dans l'outil pendant la phase de soudage.

L'algorithme présente une corrélation acceptable avec les essais expérimentaux.

Cette méthode peut être améliorée avec la connaissance exacte des zones d'application des conditions aux limites ainsi que leurs temps d'application.

La figure suivante présente une simulation du modèle thermique de l'outil. Elle montre le champ de température dans chaque zone de l'outil. Il s'avère que les températures maximales sont atteintes dans le pion. Ce dernier est exposé à une fatigue thermique qui peut causer sa rupture.

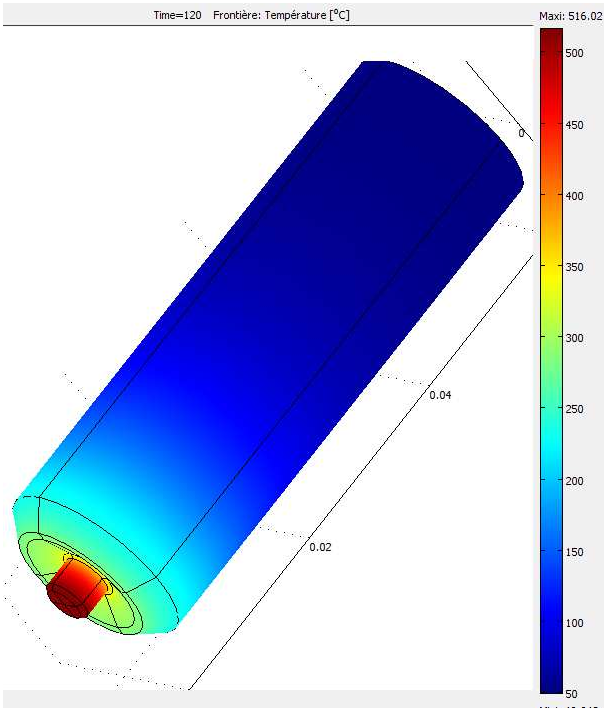


Figure III. 14. Champ de température dans l'outil FSW.

La figure III.15 présente une visualisation de l'évolution des températures simulées dans les mêmes points de mesure.

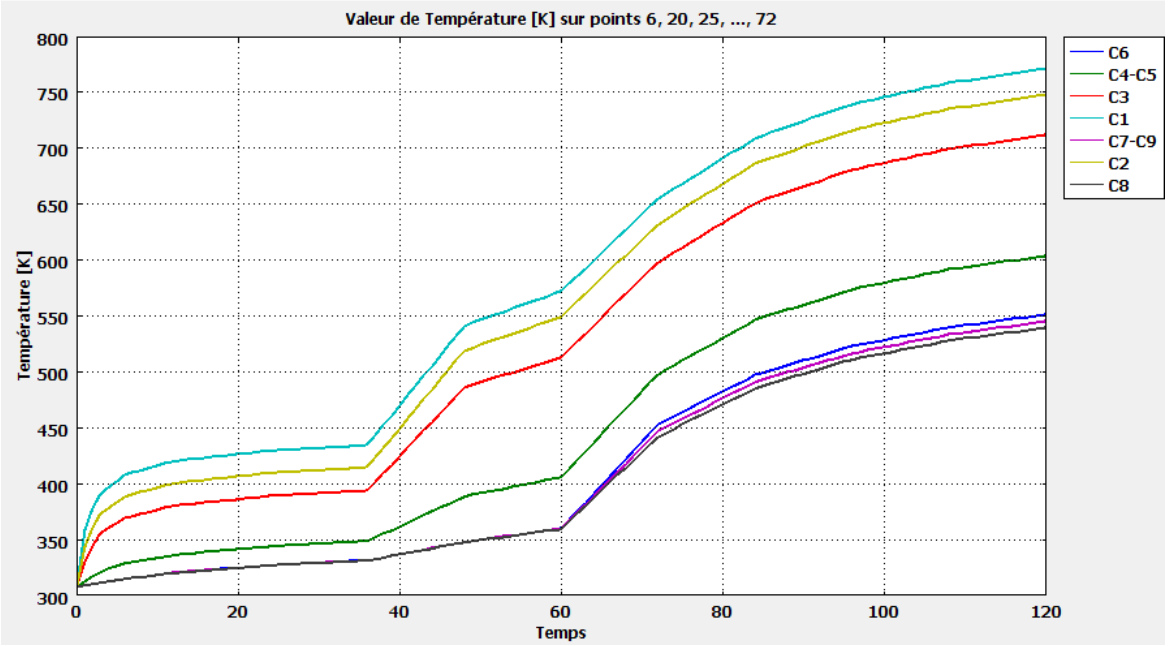


Figure III. 15. Evolution de la température dans les différents points de contrôle.

L'évolution des différentes courbes montre une concordance avec les mesures de température dans les différentes étapes du soudage.

Le frottement outil/matière en FSW est un phénomène complexe, il est donc difficile d'identifier la répartition spatiale des flux pour chaque zone de l'outil surtout s'il est incliné d'un angle (*tilt*).
Le modèle présenté peut être amélioré en définissant au mieux les paramètres des conditions aux limites telles que le coefficient de convection thermique h. Pour mieux maitriser les flux au niveau des contacts outil/matière il sera intéressant d'effectuer des essais avec un outil sans pion où seulement l'épaulement participe à la génération de la chaleur.
Les flux de températures retrouvés pour une vitesse d'avance égale à 800tr/min et 50mm/min sont représentés dans le tableau suivant.
Le flux thermique est déterminé par l'équation suivante :

$$Q_i = \iint \varphi_i . dS \qquad \text{III.9}$$

Tableau III. 3. Récapitulatif des flux et des densités de flux dans l'outil.

	Zone 1(épaulement)	Zone 2(surface latérale)	Zone 3(bout de l'outil)
La densité de flux [W/m²]	$4{,}21.10^5$	$3{,}0201.10^5$	$4{,}75.10^5$
Flux thermique [W]	84,6	14,2	10,8

La figure suivante présente la répartition des flux de chaque partie de l'outil

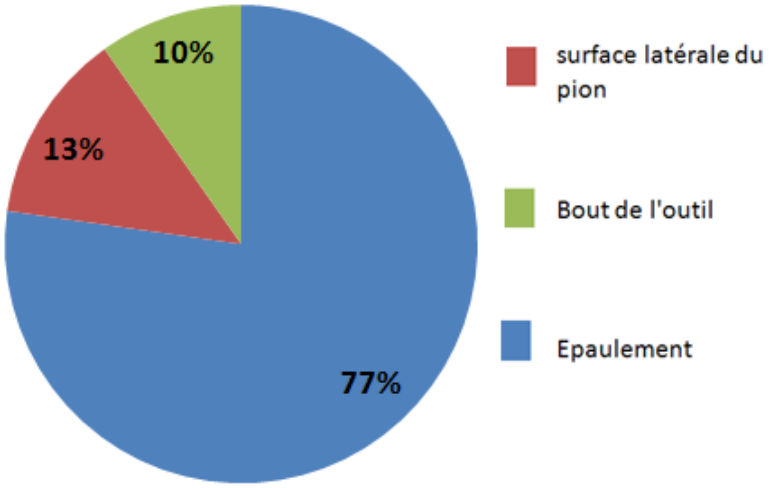


Figure III. 16. Pourcentage de l'apport du flux thermique pour les différentes zones de l'outil.

Le graphique présenté dans la figure III.16 montre que la plus grande quantité de chaleur provient du frottement épaulement/matière. Ceci conduit à une répartition non homogène de la quantité de chaleurs entre le haut et le bas du cordon. Cette dissymétrie engendre des contraintes résiduelles après refroidissement.

III.6. Bilan énergétique

En soudage FSW, les processus mécaniques et thermiques permettant la formation du cordon sont extrêmement couplés. Un bilan énergétique est essentiel pour une meilleure compréhension de ces processus. En effet, la définition du gradient de température dans les pièces servant à définir les transformations métallurgiques susceptibles de se présenter lors du soudage, n'est possible que par la détermination de la répartition de la densité de flux de chaleur moyenne.

En phase de soudage du FSW, une partie de l'énergie mécanique totale est dissipé par frottement entre l'outil et la matière. L'autre partie sert à déformer plastiquement la matière. Z. Zhang et *al* [87] montrent que le rapport entre dissipation plastique/dissipation par frottement est égal à 0.29 en soudant avec une vitesse de 2mm/s un alliage d'aluminium 6061-T6.

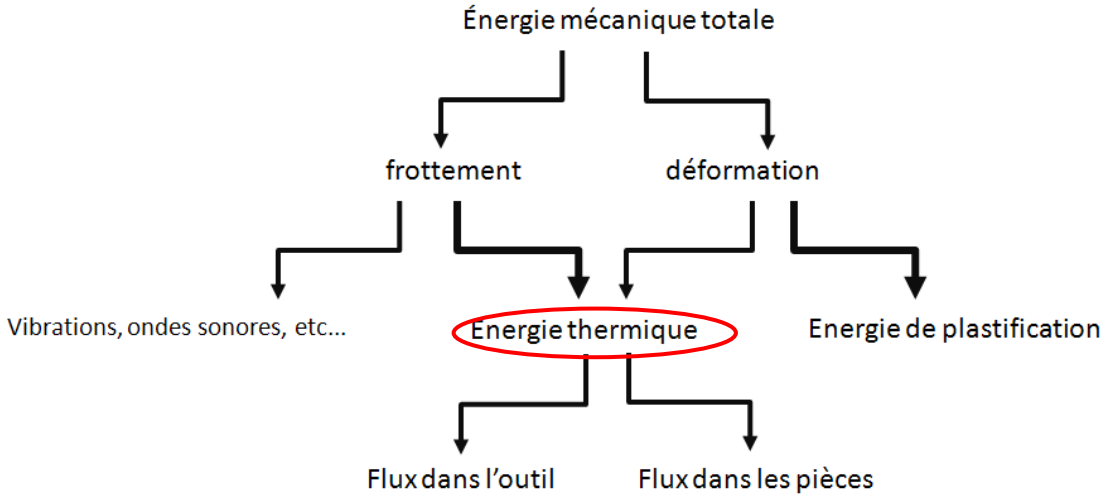


Figure III. 17. Présentation d'un bilan énergétique en FSW.

L'énergie générée par frottement à l'interface l'outil/pièce est dissipée dans la plus grande partie sous forme de chaleur. Dans les travaux Z.Zhang et al [51], 85.3% de l'énergie transmise aux pièces à souder de nuance 2024-T3 est transformée en chaleur dissipée par frottement.

Les autres types d'énergie telle que l'énergie de vibration sont relativement faible donc peuvent être négligés.

La quantité de chaleur provenant de cette énergie thermique permettant l'élévation de la température peut être considérée comme la somme de la quantité de chaleur dû au frottement et celle de la déformation plastique de la matière.

Cette énergie thermique se traduit par une quantité de chaleur générée, d'une part, par le frottement et d'autre part, par la plastification de la matière :

- La quantité de chaleur de plastification [39] [88] s'écrit sous la forme suivante :

$$q_{plastique} = \delta\ \omega\ r\ \tau_{yield} \quad \text{III.10}$$

Avec τ_{yield} est la contrainte limite de cisaillement de la matière.

$\omega\ r$ est la vitesse de glissement qui traduit une simplification de l'expression suivante :

$$V_g = r\omega - V_a.\sin\theta \quad \text{III.11}$$

V_a étant la vitesse de soudage ou vitesse d'avance.

δ est un facteur définissant le type de contact collant/glissant et peut être écrit sous la forme :

$$\delta = \frac{V_{matière}}{V_{outil}} \quad \text{III.12}$$

En considérons que la vitesse de soudage est négligeable devant la vitesse de rotation à l'interface outil/matière. Cette expression de vient :

$$\delta = \frac{\omega_{matière}}{\omega_{outil}} \quad \text{III.13}$$

Avec $\omega_{matière}$ est la vitesse angulaire de la matière à la frontière et ω_{outil} est la vitesse de l'outil

- D'autre part, celle du frottement q_f s'écrit

$$q_{friction} = (1-\delta)\ \omega\ r\ \tau_{friction} \quad \text{III.14}$$

Avec $\tau_{friction}$ est la contrainte de cisaillement du au frottement [39].

A la frontière, si on considère que le contact outil/matière est de type glissant. La somme de cette quantité de chaleur peut s'écrire sous la forme :

$$q_{totale} = \omega_{outil}\ r\ \tau_{yield} \quad \text{III.15}$$

L'autre forme de la quantité de chaleur peut être calculée à partir de la déformation plastique

$$q_{plastique} = \eta\ \sigma_c \dot{\varepsilon}^p \quad \text{III.16}$$

Avec σ_c est la contrainte équivalente et $\dot{\varepsilon}^p$ est le taux de déformation plastique équivalente.

Avec η est un cofficient de rendement.

Ces quantités de chaleurs sont reparties entre la matière et l'outil. La répartition des densités de flux thermiques correspondantes sera discutée dans la suite.

III.7. Calcul des flux dans les pièces à souder

La modélisation des phénomènes thermiques au cours du soudage par friction malaxage nécessite une étude énergétique permettant de définir le contact outil/matière. L'énergie thermique ainsi que son partage entre deux solides en frottement a été largement étudiés dans la littérature spécialement dans la modélisation de la coupe orthogonale. Une telle identification permet d'évaluer les coefficients de partage.
Une telle modélisation doit permettre d'évaluer les niveaux des températures de contact et le coefficient de partage de flux généré entre les solides.

III.7.1. Définition et calcul du coefficient de partage du flux thermique

La dissipation d'énergie par frottement à l'interface outil/pièce n'est pas symétrique. Ceci implique une densité de flux thermique dissipée dans l'outil différente à celle dissipée dans les pièces à souder. D'où la nécessité d'introduire un coefficient de partage entre les différentes zones de frottement.
Vu que ce problème est courant dans les applications industrielles, on trouve dans la littérature plusieurs travaux qui ont été menés pour identifier le coefficient de partage entre deux solides en frottement.
Parmi les problèmes évoqués dans ces études est l'estimation de la surface réelle de contact entre les deux objets en frottement. En effet, le contact entre ces deux derniers n'est effectué que par quelques pics d'aspérités.

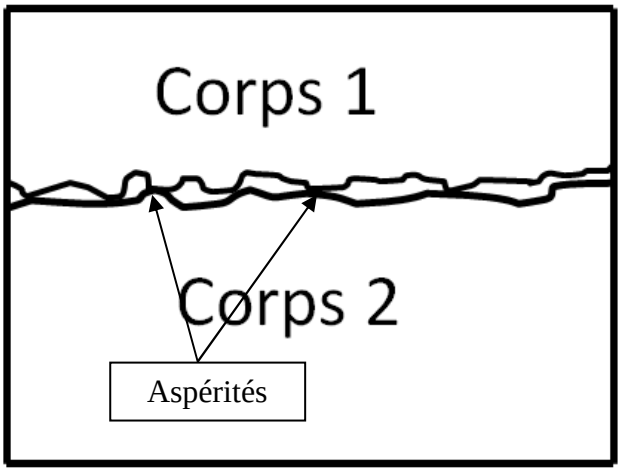


Figure III. 18.Schématisation de la distribution des aspérités dans un contact glissant.

Dans notre cas, nous considérons que la zone réelle de contact entre l'outil et la matière est égale à la totalité des surfaces de contact outil/matière sans prendre compte des aspérités. Cette hypothèse vient du fait que les différentes parties de l'outil en contact avec la matière sont plongées dans cette dernière.

En frottement sec, la chaleur produite par frottement entre deux corps est distribuée entre les deux corps avec des portions différentes. Ces portions sont exprimées par un facteur appelé coefficient de partage thermique α. On définit Le coefficient de partage du flux thermique entre deux solides comme suit :

$$\alpha = \frac{\varphi_1}{\varphi_T} \qquad \text{III.17}$$

Le flux de chaleur dissipé par la pièce 1 représente une fraction du flux total. Il sera égal à :

$$\varphi_1 = \alpha . \varphi_T \qquad \text{III.18}$$

L'autre partie du flux sera dissipé par la pièce 2 et égale à :

$$\varphi_2 = (1 - \alpha) . \varphi_T \qquad \text{III.19}$$

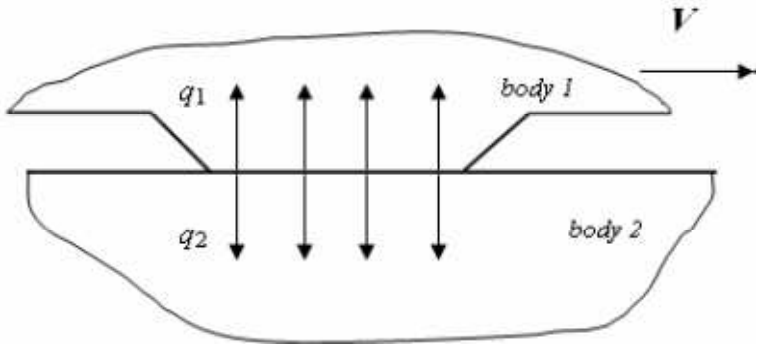


Figure III. 19. Distribution du flux thermique généré par frottement entre deux solides en contact [89].

Dans les littératures, nous trouvons plusieurs modèles permettant de calculer le coefficient de partage dans un frottement sec glissant [89]. Ces modèles sont liés directement à la vitesse de glissement.

Les études menées par Bastier et *al* [90] et Nandan et *al* [91] considèrent un coefficient de partage thermique statique égale à :

$$\frac{\varphi_1}{\varphi_2} = \frac{\lambda_1}{\lambda_2} \qquad \text{III.20}$$

En imposant l'égalité de la température maximale entre deux pièces en contact [37], le coefficient de partage sous la forme suivante:

$$\alpha = \frac{\lambda_1}{\lambda_1 + \lambda_2} \qquad \text{III.21}$$

Avec λ est coefficient d'effusivité thermique donné par la formule

$$\lambda = \sqrt{\rho\, C_p k} \qquad \text{III.22}$$

k : Conductivité thermique du matériau ($W.m^{-1}.K^{-1}$)

ρ : Densité ($kg.m^{-1}$)

C_p: Chaleur massique ($J.kg^{-1}.K^{-1}$)

Cette relation est utilisée dans la modélisation du FSW par L. Fourment [50].

La deuxième approche est basée sur le nombre de Péclet. Dans ce cas le coefficient de partage des flux entre les pièces en contact dépend de la géométrie du contact les propriétés physiques des matériaux en contact ainsi de la vitesse de glissement. Le coefficient de partage s'écrit sous la forme :

$$\alpha = \frac{\lambda_1\sqrt{\pi}}{\lambda_1\sqrt{\pi} + \lambda_2\sqrt{\frac{16}{P_e}}} \qquad \text{III.23}$$

Avec P_e est le nombre de Péclet qui caractérise la nature de contact, il défini la proportion entre la chaleur dissipée par convection et conduction. Il est calculé à partir de la relation suivante :

$$P_e = \frac{\rho C_p V\, L}{k} \qquad \text{III.24}$$

V: Vitesse de glissement ($m.s^{-1}$)

L : Largeur caractéristique du contact (m)

III.7.1.1. Calcul du coefficient de partage et des densités de flux dans les pièces à souder :

Le coefficient de partage de flux entre l'outil et les pièces à souder est calculé à partir de leurs propriétés physiques. Pour calculer ce coefficient de partage on se base sur la formule utilisée par L. Fourmont [50]. Nous supposons dans ce cas que partage de flux s'effectue selon une surface de frottement parfaite.

Les flux calculés seront exploités pour alimenter le modèle numérique de soudage FSW dans le but d'identifier la zone affectée thermiquement. Les coefficients de partage sont calculés à T=500°C.

	Conductivité thermique [$W.m^{-1}.K^{-1}$]	Densité [$Kg.m^{-3}$]	Capacité thermique [$J.kg.K^{-1}$]	Coefficient de partage
Outil	28,5	7640	550	0,45
Pièces à souder	190	2770	1108	0,55

A partir des valeurs du coefficient de partage, nous calculons les densités de flux thermique rentrants dans chaque zone des pièces à souder.

	Zone1 (pièces/épaulement)	Zone 2(pièces/surface latérale)	Zone 3(pièces/bout de l'outil)
La densité de flux [W/m^2]	$9{,}29.10^5$	$7{,}06.10^5$	$10{,}05.10^5$

III.8. Simulation numérique du soudage

Dans cette partie nous présentons un modèle numérique se basant sur les résultats de la partie précédente. Le but de cette partie est l'identification de la zone affectée thermiquement et de localiser les températures maximales qui peuvent influer le comportement mécanique du cordon FSW.

L'hypothèse retenue est que l'outil est soumis à trois flux dont les valeurs sont inconnues φ_1 φ_2 et φ_3 (figure III.1).

La phase de soudage est représentée par un modèle éléments finis constitué de deux plaques d'aluminium d'épaisseur 3 mm, où nous supposons que le contact entre les plaques à souder est parfait.

III.8.1. Présentation du modèle numérique de soudage FSW

Au cours du soudage par friction, l'outil en rotation est animé d'un mouvement d'avance le long du joint de soudure, ce qui implique le déplacement de tous les flux de chaleur. Numériquement, il est difficile de modéliser tous les flux thermiques dans un système de coordonnées en mouvement.

Une méthode plus simple abordée dans [3] est utilisée. Dans ce cas de figure, un système de coordonné fixe est lié à l'axe de l'outil donc aux différents flux de chaleurs. La vitesse d'avance est ainsi attribuée aux plaques à souder. Le problème de transfert de chaleur devient stationnaire de type conduction-convection gouverné par l'équation thermique d'un modèle stationnaire eulérien suivante :

$$\nabla.(-\nabla T) = Q - \rho C_p \boldsymbol{u}.\nabla T \qquad \text{III.25}$$

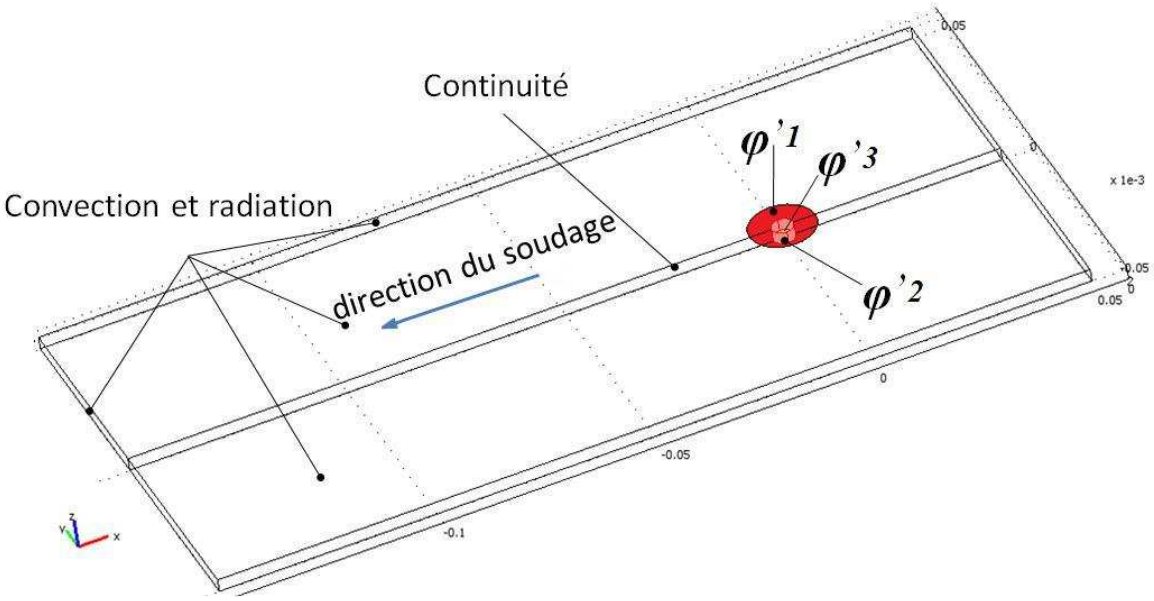


Figure III. 20. Présentation des conditions aux limites du FSW.

Dans la littérature, les essais expérimentaux montrent que la température autour de l'outil est asymétrique.

La répartition des flux thermiques dans les pièces n'est pas symétrique. Cette asymétrie peut être observée entre le côté avance et le côté recul, elle est fonction principalement de vitesse de glissement outil/pièce et de la contrainte de cisaillement entre ces deux zones.

Condition initiale

A t=0 $T=T_0$:

Densité de flux thermique imposée φ_i:

$$k\frac{\partial T}{\partial n} = \varphi_i \qquad \text{III.26}$$

Le mode de transfert par convection est présenté par l'équation suivante

$$k\frac{\partial T}{\partial n} = h(T - T_{amb}) \qquad \text{III.27}$$

Les transferts thermiques à l'interface pièces /milieu ambiant sont modé1isés par un coefficient d'échange global h=20 $W.m^{-2}.K^{-1}$.

Le transfert thermique à l'interface pièces/ enclume est modélisés par un coefficient h=100 $W.m^{-2}.K^{-1}$.

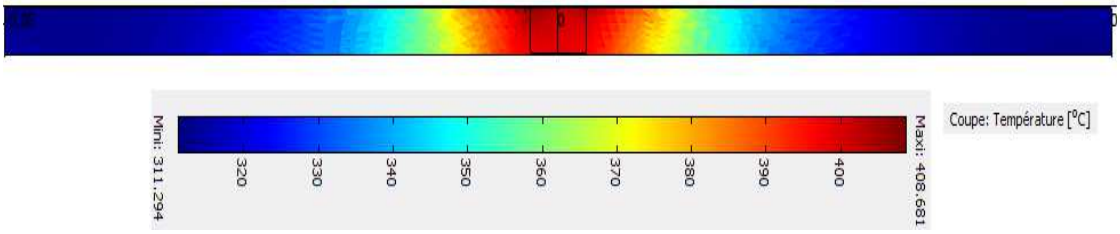


Figure III. 21. Champ de température dans les pièces à souder.

La figure III. 21 montre le champ de température dans les pièces à souder. Les températures maximales sont obtenues dans la zone malaxée. Un gradient de températures est observé dans la ZAT. Ce gradient à une influence sur les caractéristiques mécaniques et métallurgiques du cordon.

III.9. Conclusion

La connaissance des flux thermiques dans les pièces à souder est un verrou essentiel pour la compréhension de l'aspect mécanique et microstructural d'un cordon FSW. Ce chapitre est consacré à la détermination des flux dans les différentes parties de l'outil ainsi que les pièces à souder. Une méthode d'identification des flux de chaleur dans l'outil a été présentée. Cette méthode est repartie principalement en deux étapes.

La première étape étant d'instrumenter l'outil FSW par des thermocouples. Un environnement expérimental a été mis au point permettant l'enregistrement de l'évolution de la température au cours du soudage.

Les mesures de températures issues de la partie expérimentale ont été exploitées pour alimenter un modèle numérique se basant sur un algorithme récurrent. Dans cette deuxième partie, les températures mesurées dans chaque phase de soudage nous a permis d'estimer les densités du flux thermique à l'interface de l'outil. L'algorithme présenté est basé d'une part sur l'estimation de l'évolution temporelle des flux et d'autre part sur la répartition spatiale des flux dans l'outil. Les résultats obtenus peuvent être améliorés par une connaissance plus fine des conditions aux limites aux cours de chaque phase de soudage.

A partir d'une étude bibliographique sur le coefficient de partage thermique nous avons mis l'accent sur ce paramètre gérant le contact glissant sec. A partir du coefficient de partage de flux

de température, nous avons présenté un modèle numérique permettant la simulation du soudage par friction malaxage.

A partir de ce modèle nous avons identifié la zone affectée thermiquement. Cette zone s'étend au-delà de la zone balayée par l'outil FSW.

Dans le futur, il serait particulièrement intéressant de réaliser un modèle d'écoulement 3D afin de le coupler avec le modèle thermique pour mieux observer la distribution de la température non seulement entre les deux zones *retreating* et *advancing* mais aussi sur toute la périphérique du contact outil/matière.

IV. Chapitre 4: Caractérisation du cordon FSW

IV.1. Introduction

Ce chapitre est consacré à la caractérisation du joint de soudure FSW par l'intermédiaire des propriétés mécaniques et les changements microstructuraux.

Dans un premier temps, nous présentons une étude préliminaire sur les alliages à durcissements structuraux. Cette étude sera orientée principalement vers l'alliage aéronautique d'aluminium 2XXX. Une caractérisation du métal de base utilisé dans nos essais (2024-T3) sera essentielle pour la suite du chapitre.

Dans un deuxième temps, nous présentons une étude paramétrique dont le but est de lier les caractéristiques mécaniques des cordons aux paramètres opératoires du procédé. Les résultats de caractérisation telle que la dureté et la traction du cordon seront discutés en les comparants avec les propriétés du métal de base ainsi expliquer l'origine des changements observés dans le cordon FSW.

IV.2. Les alliages d'aluminium

L'aluminium est présent en grande quantité dans la croûte terrestre, avec une masse de minerai représentant 8% de sa masse. Toutefois, il a fallu attendre la généralisation de l'électricité pour voir la production d'aluminium se développer réellement, les procédés d'électrolyse de l'alumine étant très coûteux en énergie.

L'aluminium est aujourd'hui utilisé dans de nombreux secteurs comme les transports, l'emballage, la construction ou encore les biens de consommation. Sa généralisation vient des propriétés remarquables du métal, mais aussi de la variété de ses alliages. Sa masse volumique est de 2700 $kg.m^{-3}$, il est donc environ 3 fois moins dense que l'acier. Il possède une bonne conductivité électrique (environ deux tiers de celle du cuivre) et peut donc être utilisé comme câblage électrique aérien. L'aluminium et ses alliages, suivant leur composition, ont une bonne conductivité thermique (60% de celle du cuivre). Cette propriété est mise à profit pour les échangeurs thermiques. Une autre propriété intéressante est sa tenue à la corrosion dans son état pur ou faiblement allié. Cette propriété lui vient des caractéristiques de l'oxyde d'aluminium qui est l'un des plus stables, se formant quasi instantanément. De plus l'alumine forme une couche compacte et peu conductrice, jouant le rôle de véritable protecteur du métal contre la corrosion. La résistance à la corrosion est cependant très dépendante du type d'alliage.

Il existe huit systèmes d'alliages dits de corroyage par opposition aux alliages de fonderie en raison des produits ou demi-produits (tôle, barre...) obtenus par déformation. Ils sont désignés par un numéro de série allant de 1000 à 8000, le premier chiffre étant associé à un ou deux éléments d'alliage, comme on peut le voir dans le Tableau IV.1.

Tableau IV. 1. Désignation des alliages de corroyage.

	Durcissement par écrouissage				Durcissement structural			
Famille	1000	3000	5000	8000	2000	4000	6000	7000
Eléments d'alliage	Aucun	Mn	Mg	autres (Si+Fe)	Cu	Si	Mg+Si	Zn+Mg
Etendue de la teneur (%mass.)	ø	0,5-1,5	0,5-5	Si : 0,3-1 Fe : 0,6-2	2-6	0,8-1,7	Mg : 0,5-1,5 Si : 0,5-1,5	Zn : 5-7 Mg : 1-2
Eléments d'addition	Cu	Mg, Cu	Mn, Cu	divers	Si, Mg		Cu, Cr	Cu
Résistance mécanique R_m (MPa)	50-160	100-240	100-340	130-190	300-480	150-400	200-320	310-600

Les éléments d'alliage (de teneurs pondérales de 1 à 7%) donnent les propriétés générales de l'alliage communes au sein de chaque famille d'alliage. Des éléments supplémentaires sont utilisés,

dans avec des faibles teneurs, de manière à donner de nouvelles propriétés ou pour renforcer certaines.

Une caractéristique importante de l'aluminium est la formation instantanée d'une couche d'alumine Al_2O_3 une fois exposé à l'air ambiant (une couche de 15A). Dans un environnement frais et sec, la couche atteint une épaisseur d'environ 25-50A. Dans un milieu chaud, cette couche peut atteindre de 25000à 50000A. L'alumine ou l'oxyde d'aluminium possède une très haute température de fusion (environ 2066°C) [96].

Cette couche d'oxyde d'aluminium joue le rôle de film protecteur, elle est responsable de la résistance à la corrosion de l'aluminium. La cinétique de formation de cette couche n'est pas facile à identifier [96].

L'alumine est obtenue avec la réaction suivante

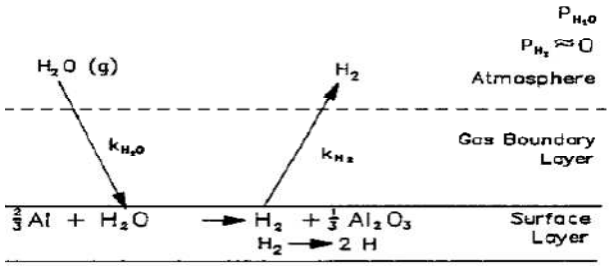


Figure IV. 1. Illustration de la formation d'alumine [96].

La couche d'alumine est connue par sa dureté et sa haute température de fusion. La formation de cette couche est instantanée donc inévitable au contact de l'oxygène. Pour améliorer les conditions de soudage et atténuer la formation de cette couche, les soudeurs réalisent un décapage mécanique ou chimique sur la surface des alliages d'aluminium à souder.

IV.2.1. Microstructure et durcissement structural

Le principe du durcissement structural est basé sur la précipitation. L'élément d'alliage cuivre est ajouté en teneur de l'ordre de 2 à 6% massique. Il permet, lors des processus thermomécaniques, la précipitation de phases appelées phases durcissantes, à l'origine principale des propriétés mécaniques des alliages de cette série. Le phénomène de « durcissement structural », découvert en 1906 par Wilm dans le cas des alliages légers, a abouti au premier alliage industriel, le *Duralumin* en 1916 (l'alliage 2017 A). Il existe de nombreux protocoles de traitement thermique, désigné par la lettre T dans la nomenclature des alliages (T1 à T8). Les grandes étapes pouvant être suivies lors d'un traitement thermique sont les suivantes :

La mise en solution consiste à porter l'alliage à une température supérieure à la température de solvus de manière à ce que tous les atomes de soluté (éléments d'alliages et d'addition) se retrouvent en solution partielle ou totale. La température de mise en solution est généralement comprise entre 400 et 550°C.

La trempe est un refroidissement suffisamment rapide après mise en solution de manière à empêcher la décomposition de la solution solide en précipités d'équilibre grossiers. Une solution solide sursaturée est ainsi obtenue, dans laquelle les atomes de soluté sont positionnés aux nœuds du réseau de l'aluminium.

La maturation ou vieillissement naturel est le maintien, après la trempe, à température ambiante ou inférieure. Cette étape permet une décomposition lente de la solution solide sursaturée et la formation de petits amas d'atomes de soluté, les zones de « Guinier- Preston » ou GP. L'étape de maturation peut s'accompagner d'un écrouissage (ou traction contrôlée) de 1 à 2% de déformation du matériau de manière à relaxer les contraintes et à augmenter la densité de lacunes par déformation plastique et donc à augmenter la densité des sites de germination des précipités durcissants.

Le revenu est un chauffage ultérieur à des températures inférieures aux températures de mise en solution, typiquement de l'ordre de 100 à 200°C. Cette étape permet d'accélérer les phénomènes de décomposition de la solution solide sursaturée et donc la précipitation, responsable du durcissement de l'alliage.

Les traitements thermomécaniques aboutissent à une microstructure complexe composée de nombreux intermétalliques. Il est possible de les classer en trois catégories [92] :

Les précipités durcissants ont une taille allant du nanomètre jusqu'à plusieurs centaines de nanomètres. Ils sont formés lors de la trempe ou de manière contrôlée lors de la maturation ou du revenu. Il s'agit des amas d'atomes décrits précédemment ou de phases métastables issues de leur précipitation. Les mécanismes de durcissement structural sont complexes mais il est possible de retenir que ces précipités jouent le rôle de frein dans le mouvement des dislocations, en partie responsables de la déformation plastique. Ces phases doivent donc être cohérentes ou semi-cohérentes avec la matrice.

Les dispersoïdes sont de taille variant de vingt à quelques centaines de nanomètres, et se forment par précipitation à l'état solide. Ils ne sont pas cohérents avec la matrice et ne participent donc pas directement au durcissement structural. Cette distribution fine de précipitation permet

de retarder ou empêcher la recristallisation statique. La figure suivante montre les dispersoïdes existant dans les alliages 2024[96].

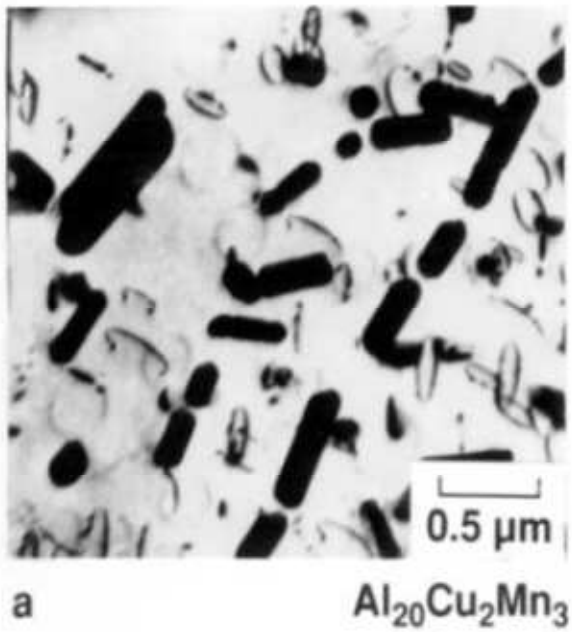


Figure IV. 2. Dispersoïdes dans l'alliage 2024[96].

Les particules intermétalliques grossières. Leur taille dépasse des dimensions de l'ordre du micromètre et peuvent atteindre des tailles de l'ordre de la vingtaine de micromètres. Elles ne participent pas au durcissement de l'alliage. Il s'agit soit de phases ordonnées (composés définis, Al_2Cu, Al_2CuMg, … pour les alliages de la série 2000) soit de particules issues d'une décomposition eutectoïde (Al(Cu,Mn,Fe) ou bien d'autres) et donc de composition en générale non homogène.

IV.3. Microstructure et propriétés mécaniques de l'alliage 2024

L'alliage étudié est le 2024 T3. Il présente plusieurs qualités très recherchées par l'industrie surtout dans le domaine aéronautique. Sa légèreté et sa dureté correspondent au besoin d'allégement des structures aéronautiques. Il appartient à la série 2000.

En se référant au fabricant, la composition chimique et les caractéristiques physiques de l'alliage étudié sont reportées dans les tableaux ci-dessous :

Tableau IV. 2.Composition chimique de l'alliage2024-T3.

Cu	Mg	Mn	Si	Fe	Cr	Zn	Ti	Ti + Zr
3,8-4,9	1,2-1,8	0,30-0,9	≤ 0,50	≤ 0,50	≤ 0,10	≤ 0,25	< 0,15	≤ 0,20

Tableau IV. 3.Caractéristiques physiques de l'alliage 2024-T3.

Dilatation thermique [20-100 °C]	Densité g/cm ^{3}	Module d'élasticité MPa
22,8.10 $^{-6}$	2,77	73 000

Les alliages aluminium-cuivre (de la série 2000) sont des alliages à durcissement structural par opposition aux alliages à durcissement par écrouissage. Le cuivre donne, de manière générale, une bonne résistance mécanique. Ces propriétés mécaniques viennent d'une microstructure particulière obtenue par traitements thermomécaniques. Ce sont ces traitements thermomécaniques qui définissent donc d'une certaine manière les propriétés mécaniques des alliages de la série 2000.

Dans la série 2000, le cuivre et le magnésium ont pour principal objectif d'augmenter les propriétés mécaniques de l'alliage par précipitation de phases durcissantes. Une séquence de précipitation en 4 étapes a été proposée [92] [93]:

Solution solide sursaturée → zone GPB → S"/GPB2 → S' → S-Al_2CuMg

Avec GPB sont les zones de Guinier-Preston-Bagayaratsky formées de précipités Al-Cu-Mg, S"est une phase transitoire appelé aussi GPB2, elle représente la précipitation de la phase intermédiaire S'. C'est la phase métastable elle représente la précipitation de la phase d'équilibre S.

Depuis les années 1950, des travaux cherchant à décrire les phénomènes complexes de précipitation durcissante dans les alliages Al-Cu-Mg sont toujours en cours [2, 3] et montrent que la précipitation est très dépendante de la composition des alliages et des traitements thermomécaniques qu'ils subissent. Contrairement aux phases θ" et θ' des alliages Al-Cu qui sont des plaquettes, les phases S' et S-Al_2CuMg sont des aiguilles parallèles à [001] Al.

D'après Dubost *et al.* [92], les alliages Al-Cu-Mg ayant un rapport des teneurs en cuivre et magnésium (%Cu / %Mg) égal à 2,2 appartiennent au système quasi binaire Al-Al_2CuMg alors que ceux présentant un excès de cuivre par rapport à la valeur précédente, présentent une séquence de coprécipitation mixte :

Solution solide initiale → zones GP → θ" → θ' → θ-Al_2Cu

Solution solide initiale → zones GPB → S' → S-Al_2CuMg

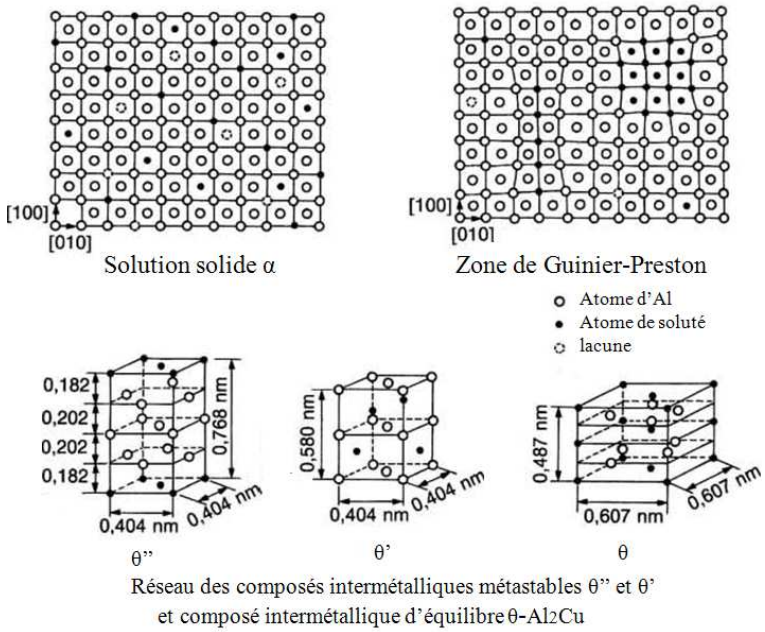


Figure IV. 3. Séquence de précipitation du système Al-Cu[92].

Hormis les précipités durcissants, l'alliage contient un certain nombre de particules intermétalliques grossières. Parmi ces particules, un certain nombre sont des phases ordonnées (composés définis). Ces particules, d'une taille bien supérieure aux précipités durcissant, n'interviennent pas dans le processus de durcissement de l'alliage.

Buchheit *et al.* ont étudié les phénomènes associés à la dissolution locale des particules de phases S de l'aluminium 2024-T3 [95]. Les auteurs ont en particulier caractérisé les différents types de particules présents dans l'alliage selon leur taille et leur composition chimique. Une partie des résultats est présentée dans le Tableau IV.4.

Tableau IV. 4. Distribution des particules intermétalliques de l'alliage 2024 d'après leur nature chimique.

Particules	Proportion en nombre	Fraction surfacique
Al_2CuMg	61,1	2,69
$Al_6(Cu,Fe,Mn)$	12,3	0,85
Al_7Cu_2Fe	5,2	0,17
$(Al,Cu)_6Mn$	4,3	0,11
Indéterminé	16,9	0,37

IV.3.1. Caractérisation du métal de base 2024-T3

L'alliage est présenté sous forme de tôles laminées. Ces tôles ont subi un traitement thermiqueT3 de mise en solution suivi d'un vieillissement.

L'alliage est écroui ou vieilli pour atteindre une meilleure dureté. Cet état correspond à un état optimisé de dureté.

Les températures de mise en solution sont déterminées par le diagramme binaire Al-Cu :

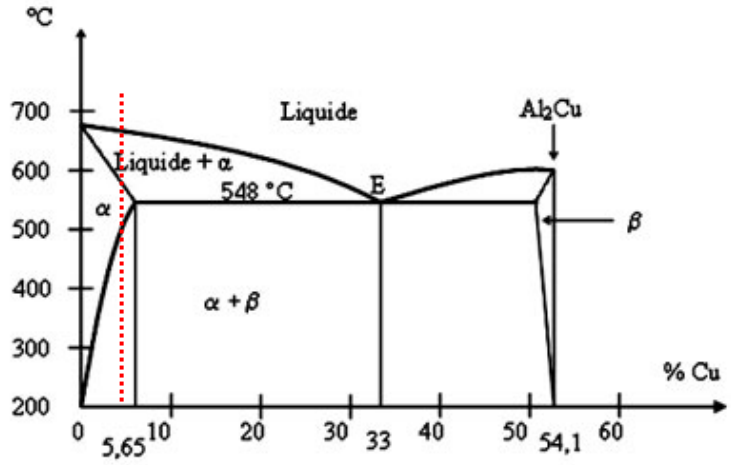


Figure IV. 4. Diagramme binaire Al-Cu.

L'élément essentiel d'alliage de notre matériau est le cuivre, ce dernier se combine avec l'aluminium pour former le composé Al_2Cu, qui permet le durcissement de l'alliage. Le traitement thermique subi par les tôles permet une bonne distribution du précipité Al_2Cu dans le matériau et assure sa dureté. Le précipité S' Al_2CuMg favorise aussi le durcissement de l'alliage.

Entre 500°C et 580°C, le diagramme d'équilibre binaire Al-4%Cu montre l'existence d'une solution solide. L'alliage est considéré comme monophasé. En effet, le cuivre est en substitution dans la phase α. En dessous de 500°C, l'alliage devient biphasé et on observe l'existence du précipité β. La morphologie de la précipitation et ces proportions massives varies selon le mode de refroidissement.

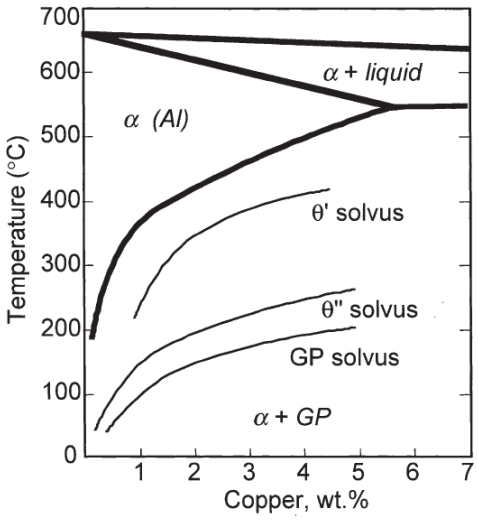


Figure IV. 5. Limites de solubilités des zones GP et des phases θ', θ" et θ dans un alliage Al-Cu [93].

Le diagramme présenté par Ringer et *al* [93] présente les limites de solubilité des zones GP et des phases θ", θ' et θ-Al_2Cu. Ce diagramme montre que le durcissement finale du à ces précipités dépend fortement de la température de leurs mise en solution.

IV.3.2. Etude de la taille des grains

Pour observer la taille de grain avec un microscope optique, l'échantillon doit être découpé et poli jusqu'à obtenir une surface dite «miroir».

L'attaque chimique au réactif de Keller révèle la structure des grains. On observe que les grains de la phase principale sont allongés dans le sens du laminage et aplatis dans le sens travers court.

La figure IV.6 présente une vue tridimensionnelle du métal de base réalisée à partir des images prises dans les trois directions. On observe que les grains dans la direction longitudinale ont une structure allongée suivant la direction de laminage.

Les observations en microscopie optique montrent une distribution aléatoire de la taille des grains dans le plan (T, L).

Nous avons observé aussi la présence des pores d'une manière aléatoire dans les trois directions.

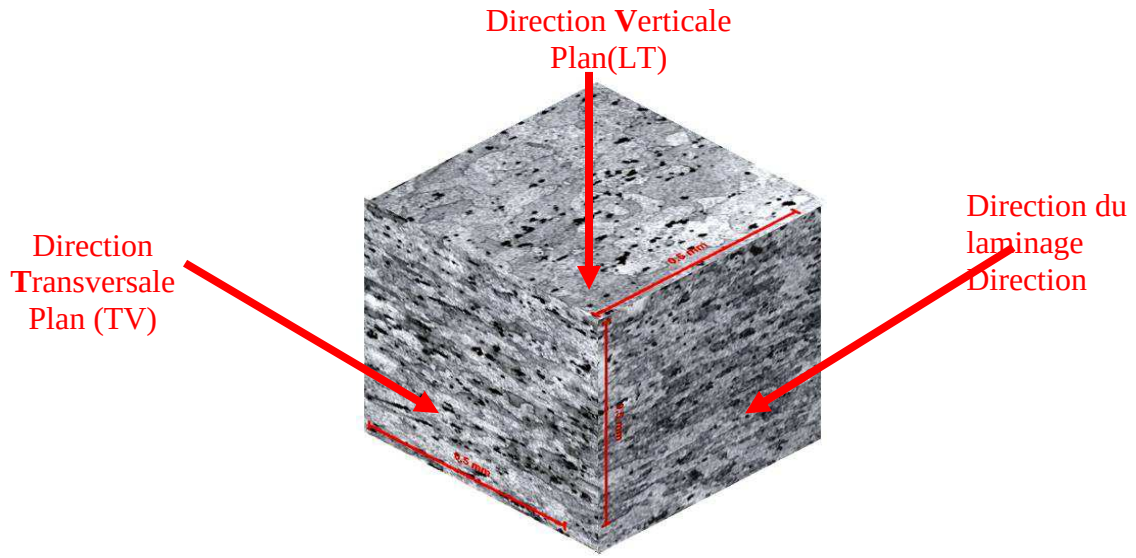


Figure IV. 6. Observation des grains de l'alliage 2024-T3 repère(T,L,V).

On remarque aussi une zone au cœur de la tôle caractérisée par une légère différence de taille des grains par rapport à celle proche de la surface (figureIV.7). La taille des grains au cœur de la tôle est légèrement plus importante que pour les grains proches de la surface. Ceci est attribué au procédé de laminage de ces tôles. Cette bande à une épaisseur d'environ 0.7mm et se situe au milieu de la tôle.

Les observations en microscope optique montrent une hétérogénéité de la répartition des grains. Nous avons observé des porosités présentes de manière aléatoire dans l'alliage laminé.

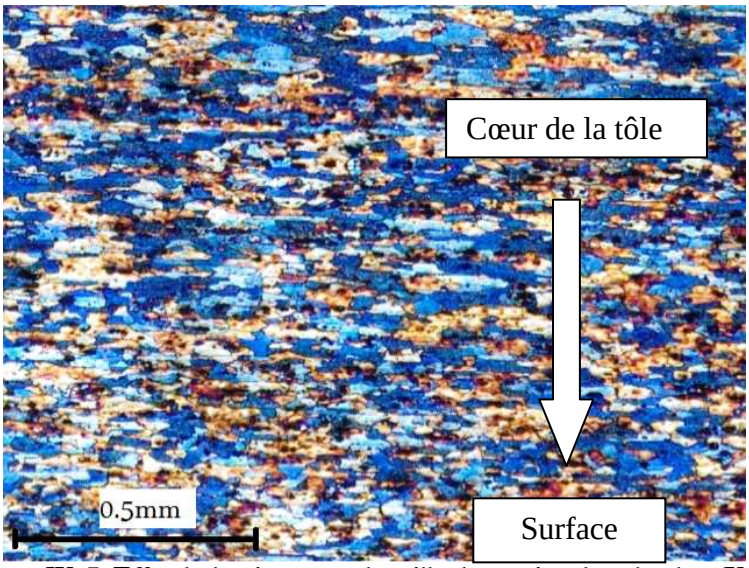


Figure IV. 7. Effet du laminage sur la taille des grains dans le plan (V,L).

Une analyse dans les trois directions nous a permis d'estimer la moyenne de la taille des grains. L'image de chaque direction est numérisée puis analysée au moyen du logiciel *imageJ*. Le traitement consiste en une suite d'opération pour exploiter ces images. La figure IV.8 montre un exemple d'analyse de ces images.

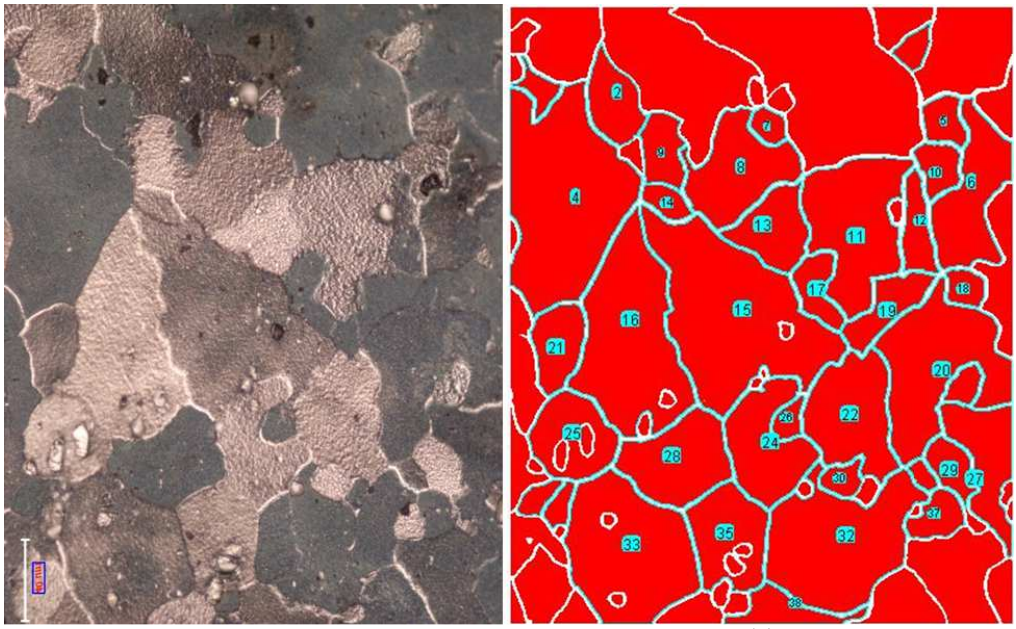


Figure IV. 8. Analyse de la taille des grains (L,T).

Avec un fort grossissement au microscope optique, on observe des précipités dispersés dans la phase principale. Ces précipités sont localisés à l'intérieur des grains et dans les joints de grains. Dans le calcul de la taille de grain ces précipités de couleur brillante ne sont pas pris en compte.

Le tableau suivant présente la moyenne de la taille des grains dans les différentes directions.

Tableau IV. 5. . Taille moyenne des grains du 2024-T3.

Plan	Taille Moyenne (µm²)	Ecart type
Plan(TL)	2010	1243
Plan(VL)	898	762
Plan(TV)	1673	1200

Ce calcul confirme l'influence du laminage. Les grains subissent un aplatissement au cours du laminage ce qui diminue leur taille dans les deux directions longitudinale et transversale par contre l'allongement des grains est favorisé dans le sens du laminage.

Dans les deux plans (T,V) et (L,V), on observe une orientation préférentielle des grains qui correspond à la direction du laminage dans le plan (L,V) et à l'effet de compression dans le plan(T,V)

Dans le plan (T,L), l'orientation des grains est quelconque et on ne décèle pas de direction préférentielle.

IV.3.3. Analyse de composition chimique

Dans le but d'évaluer la composition chimique de notre alliage, nous avons utilisé le microscope à balayage électronique. Cette analyse indique que les pourcentages massiques des éléments chimiques existant dans l'alliage restent toujours dans l'intervalle normalisé.

Analyse du 2024-T3

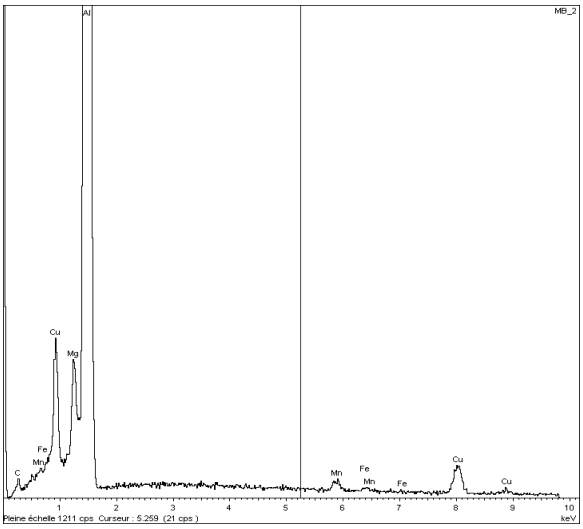


Figure IV. 9. Spectre de la composition chimique des phases du matériau de base.

Tableau IV. 6.Tableau de % massique des compositions chimique du 2024-T3.

Elément	%Masse	%Atomique
Mg K	1.42	1.62
Al K	92.69	95.72
Mn K	0.76	0.39
Fe K	0.29	0.15
Cu K	4.84	2.12

IV.3.4. Analyse d'un précipité

Avec le microscope électronique à balayage on peut observer certains précipités qui apparaissent ici de couleur brillante.

Ces précipités sont repartis dans la phase principale ainsi qu'au niveau des joints de grains. Ils possèdent des diamètres très différents entre quelques microns et quelques dizaines de microns.

D'après l'analyse de la composition chimique, on remarque que ces précipites sont riches en cuivre mais leur pourcentage massique ne correspond pas au précipité Al_2Cu.

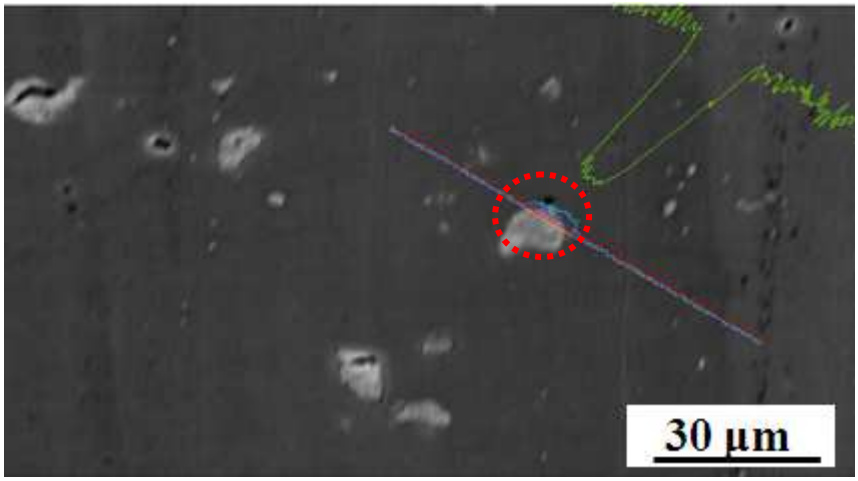


Figure IV. 10. Image d'analyse chimique linéaire d'un précipité du matériau de base 2024-T3.

Pour bien différencier ces précipités de la phase solide du matériau on utilise un balayage linaire qui permet d'observer la différence de composition chimique entre les deux phases.

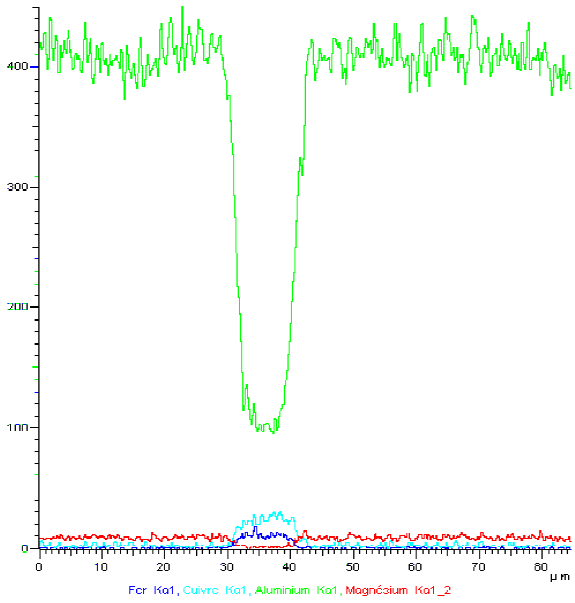


Figure IV. 11. Spectre de composition chimique d'un précipité par balayage linéaire.

La figure IV.11 montre que le précipité analysé est riche en cuivre, on observe aussi une diminution du pourcentage de Magnésium cela peut témoigner qu'il s'agit plutôt des intermétalliques de types Al(Cu,Mn,Fe).

Composition chimique d'un précipité.

Tableau IV. 7. Composition chimique d'un précipité.

Elément	%Masse	%Atomique
Al K	48.91	68.39
Mn K	7.33	5.03
Fe K	7.20	4.87
Cu K	36.56	21.71

IV.3.5. Essais de Micro dureté dans les trois plans sur le 2024-T3

Afin de mieux maitriser les caractéristiques initiales du métal de base, nous avons effectué des mesures de dureté Vickers dans les trois directions.

Les essais sont réalisés selon la norme avec une vitesse de pénétration de 50µm/s et une charge de 1 kg.

Le pénétrateur utilisé a la géométrie d'une pyramide à quatre faces avec un angle apical de 136°.

La figure suivante représente la moyenne de la dureté pour chaque face, ces résultats sont cohérents avec la structure de chaque face.

La variation de la dureté au sein du métal de base est attribuée à l'hétérogénéité.

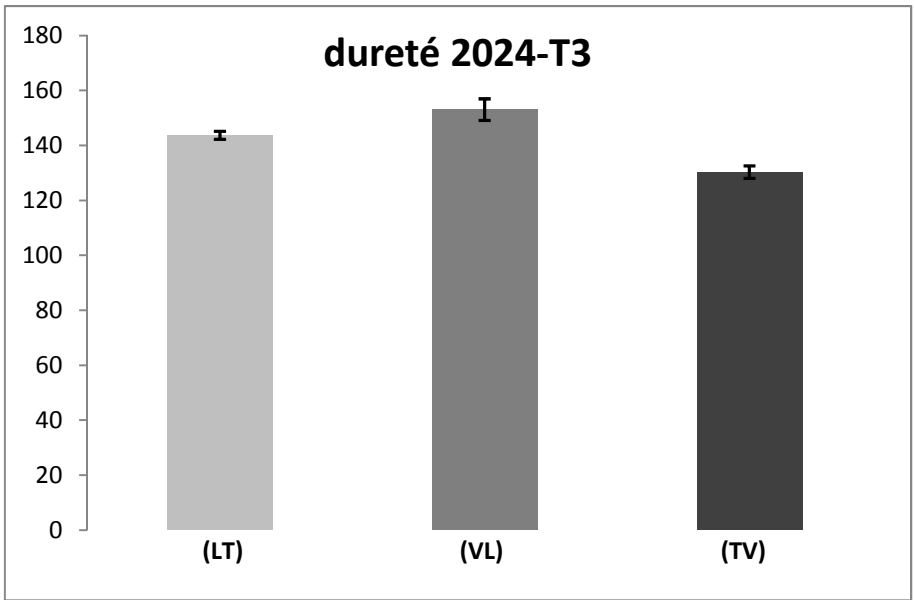


Figure IV. 12. Variation de dureté dans les trois directions.

IV.3.6. Défauts dans un cordon FSW

Un cordon de soudure FSW peut comprendre un ou plusieurs types de défauts. L'origine de ces défauts n'est pas encore totalement connue. La difficulté est d'identifier l'origine de chaque défaut. En FSW les défauts peuvent être causés par un mauvais choix d'un ou plusieurs paramètres.

La connaissance industrielle et l'expérience peuvent aider à limiter ces défauts et non pas à les éliminer.

Ces défauts dépendent dans plusieurs cas de figure des différentes variables opératoires, d'où la nécessite de passer par un plan d'expérience et choisir les paramètres opératoires les plus efficaces répondant à une qualité satisfaisante. Cette dernière peut être contrôlée avec plusieurs moyens. Un contrôle visuel d'un cordon FSW est généralement suffisant pour détecter les défauts en surface (Tableau II. 2). D'autres techniques traditionnelles telles que la radiographie et les observations macroscopiques sont utilisées pour détecter les défauts au cœur du cordon.

IV.3.6.1. Radiographie

Afin de contrôler la soudure, on expose les plaques soudées à un rayonnement X et on place sous la soudure un film approprié. Ce contrôle permet de détecter les cavités existantes dans le joint de soudure, il est non destructif puisqu'on ne dégrade pas le joint de soudure.

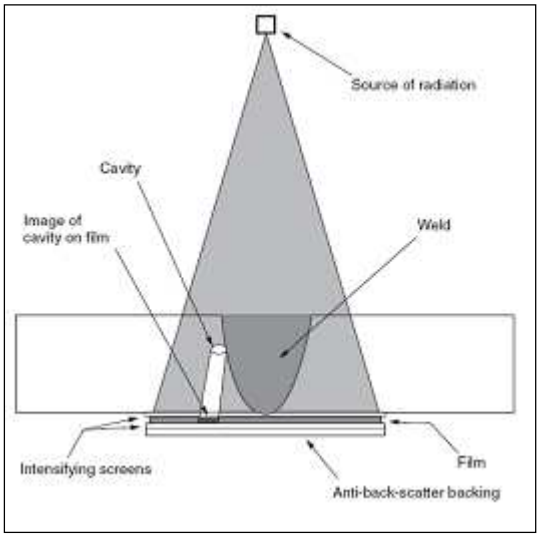


Figure IV. 13. Principe de contrôle par radiographie [97].

Les rayons traversent les plaques et créent une image sur le film reflétant leurs densités, ainsi les cavités sont repérées sur le film par des taches sombres. Un excès de matière est présenté avec des zones blanches.

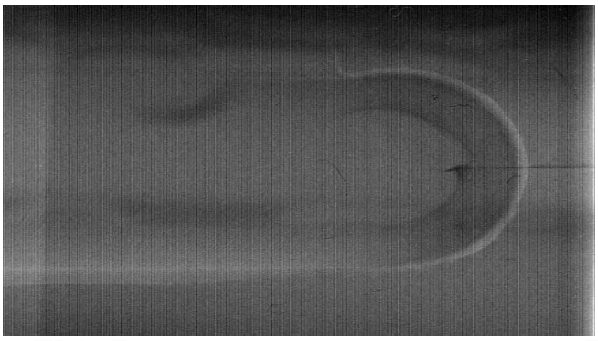


Figure IV. 14. Exemple d'une radiographie d'un cordon FSW.

Les observations des radiographies du domaine de soudabilité (tableau II. 3) montrent des défauts tunnels au début de chaque soudure. En effet, le joint FSW ne devient uniforme qu'après quelque mm de l'avance de l'outil.

IV.4. Analyse géométrique et macrographique du cordon

Une analyse de la macrostructure permet d'obtenir des paramètres géométriques du cordon, sans entrer dans les détails de microstructure.

Cette analyse permet de définir une enveloppe qui englobe la partie déformée dans le joint observé grâce à la différence de contraste entre le métal de base et les autres zones.

Cette enveloppe dépend essentiellement de la géométrie de l'outil ainsi que des paramètres opératoires (vitesse de soudage, vitesse de rotation…)

L'attaque chimique au réactif de Keller permet d'observer cette enveloppe. Il existe plusieurs techniques pour l'observation de cette enveloppe qui définit la zone affectée thermo mécaniquement.

Les moyens permettant ce type d'observation sont la microscopie optique, la binoculaire et le scanner. Ce dernier reste le plus facile et plus rapide pour ce type d'analyse, Avec un microscope optique, généralement, on ne peut pas avoir une image complète compte tenu de la taille du cordon donc on est obligé de rassembler des images.

La figure IV.15 représente un exemple de macrostructure observée par différents moyens.



Figure IV. 15. Techniques d'observations de la ZATM (a)Scanner, (b) microscopie optique, (c)binoculaire.

L'analyse numérique de ces images permet de définir la géométrie de la ZATM et de la comparer avec la surface balayée par l'outil.



Figure IV. 16. Détection de l'enveloppe d'un cordon FSW (a)binarisation, (b) filtrage+lissage, (c)détection

Pour mettre en évidence, l'influence des paramètres opératoires sur l'aire de cette zone, nous avons effectué des mesures en variant la vitesse de rotation.

Le tableau suivant présente les moyennes des surfaces des enveloppes des ZATM pour différentes vitesses de rotation.

Tableau IV. 8. Aire des ZATM pour différentes vitesses de rotation (VA=120mm/min, F=15kN).

Vitesse de rotation (tr/min)	300	350	400
Aire de la ZATM (mm^2)	26	27.5	30

Les résultats montrent que l'enveloppe de la ZATM repérée par la numérisation de l'image est peu influencée par la vitesse de rotation pour une variation de 100tr/min. une légère augmentation est obtenue pour ces gammes de vitesses

Le repérage, même quantitative, de la ZAT est plus complexe. La frontière de cette zone avec le métal de base n'est pas nette. Cette difficulté rend difficile de prédire l'influence des paramètres opératoires sur la géométrie de cette zone.

IV.4.1. Les différentes zones du cordon et microstructure

Le cordon FSW peut être divisé en différentes parties, en se basant sur la microstructure du matériau après soudage.

L'institut de soudure britannique TWI a standardisé ces zones. La forme et la microstructure de ces zones sont discutées dans plusieurs travaux de recherches [98].

La soudure se compose principalement de quatre zones suivant la taille des grains et leur aspect morphologique. Au cours du soudage, la matière est exposée à des grandes déformations dues au malaxage et à une forte élévation de la température.

La figure suivante montre une macrographie qui présente les différentes zones du cordon obtenu par friction malaxage.

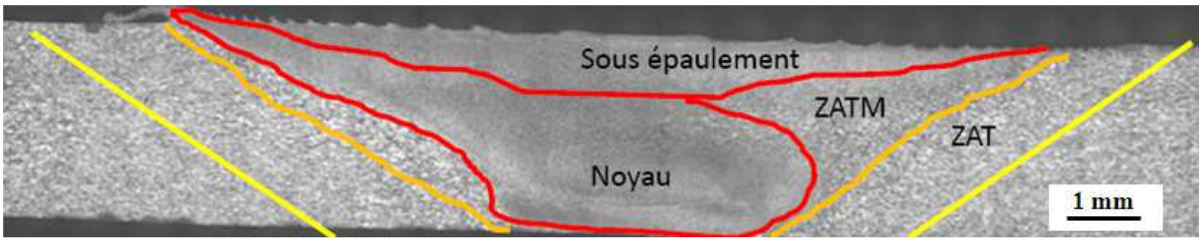


Figure IV. 17. Les différentes zones du cordon.

Le joint de soudure FSW n'est pas parfaitement symétrique d'un point de vue morphologique.

Le matériau soudé en FSW subit une transformation métallurgique, et présente ainsi différentes zones. Les zones malaxées subissent d'une part un fort gradient de chaleur qui s'étend jusqu'aux deux côtés du joint, d'autre part de grandes déformations. La zone centrale du cordon est affectée par de grandes déformations dues probablement à un mouvement chaotique derrière l'outil.

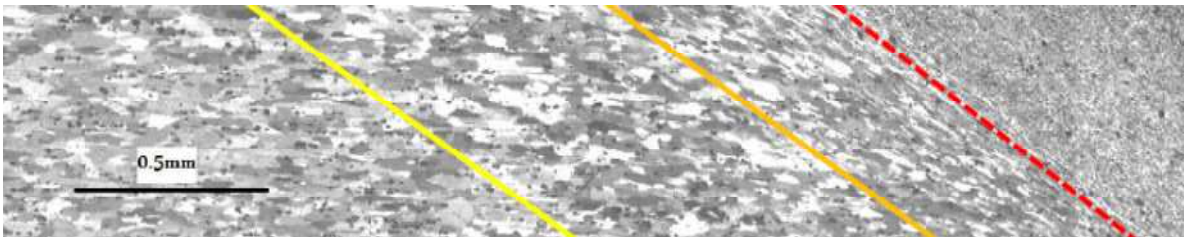


Figure IV. 18. Limites des zones dans un cordon FSW.

La première zone est la plus éloignée du cordon. On y trouve les caractéristiques du métal de base car elle n'a pas subi une élévation de température affectant ses propriétés microstructurales et mécaniques. Cette zone possède une frontière avec une zone dite affectée thermiquement. Définir cette frontière est souvent complexe. Elle est habituellement caractérisée par le changement de taille de grain ou par la variation de dureté entre les deux zones.

La zone affectée thermiquement (ZAT ou HAZ) subit une élévation de température elle est limitée par la zone affecte thermomécaniquement. Cette zone possède une structure proche à celle matériau de base.

L'historique thermique de cette zone affecte la taille des grains, on assiste à un léger grossissement de la taille des grains dans cette zone. Le gradient de température obtenu lors de

l'assemblage peut aussi affecter les propriétés de dureté. On assiste à une chute de dureté dans cette zone si l'alliage a été au préalable traité pour avoir une dureté optimisée.

La zone affectée thermo-mécaniquement (ZATM ou TMAZ) se trouve autour du noyau et limitée par la frontière de la zone affectée thermiquement. Elle subit de grandes déformations qui provoquent un changement d'orientation des grains par rapport à la direction initiale du laminage.

On peut distinguer une différence d'orientation de grain de cette zone vu l'écoulement de matière. Dans une coupe transversale la limite de cette zone du côté «*advancing*» avec la ZAT est nette, par contre cette zone est difficilement délimitée du côté «*retreating*». Cette différence est due à un écoulement complexe autour du pion et au-dessous de l'épaulement.

Cette zone est caractérisée par une chute de dureté provenant de son histoire thermique.

Le noyau se situe derrière la zone balayée par le pion, il a la forme d'une goutte et possède une structure concentrique au niveau de son centre appelé généralement « *oignions ring* ».

Le noyau subit une grande déformation et un gradient de température très élevé qui le ramène à un état semi solide.

Dans cette zone, la matière est soumise à un intense gradient de déformation. Les grains du métal de base sont fragmentés par l'outil et subissent une recristallisation dynamique [99]. Les observations microscopiques dans cette zone révèlent des grains fins et équiaxe.

Les précipités intermétalliques grossiers existants dans le matériau de base sont aussi 'fragmentés' lors du passage de l'outil et se présentent sous une taille plus fine. D'autres précipités existants peuvent se dissoudre et se présenter sous d'autre forme.

L'aspect fin des grains dans le noyau assure une dureté presque équivalente au matériau de base.

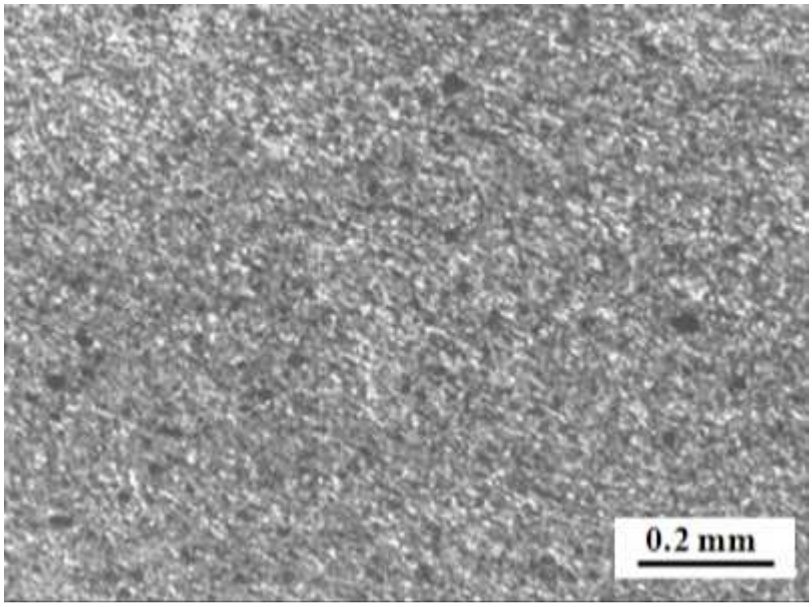


Figure IV. 19. Microstructure du noyau.

Une autre zone de microstructure équivalente au noyau, appelée «flow arm», est située au-dessous de l'épaulement et au-dessus du noyau. Elle est sujette à une grande déformation et un important gradient de température. Les grandes vitesses de cisaillement dans cette zone engendrent des grandes déformations.

En effet, l'épaulement vient forger la matière par l'effort appliqué suivant l'axe Z. l'adhérence entre l'épaulement et la matière, générée par l'effort et le couple au niveau de l'axe Z, permet de pétrir la matière au-dessous de l'épaulement et de la déformer plastiquement.

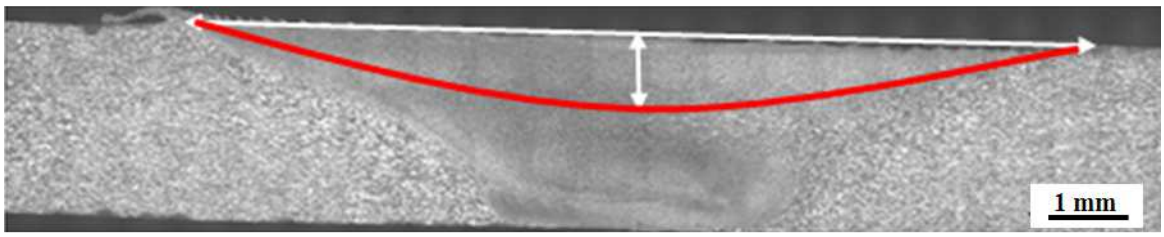


Figure IV. 20. Microstructure du sous épaulement.

Cette zone peut être caractérisée par sa longueur légèrement supérieure au diamètre de l'épaulement et une profondeur fonction de l'effort de forgeage et du couple résultant.

Pour un joint soudé avec une vitesse de rotation égale à 350tr/min, une vitesse d'avance égale à 120mm/min et un effort de 15kN, la longueur est égale à 15mm et la profondeur est à peu près égale à 1.2mm.

IV.4.2. Microdureté du cordon

Les essais de Microdureté nous permettent d'avoir autre information sur le changement structural du joint de soudure, d'identifier les différentes zones et de relier la dureté avec l'historique thermique de chaque zone.

Notons que le fort couplage entre les précipités durcissants et la dureté provoque le changement de cette dernière au cours du temps. Les duretés des cordons présentées dans cette étude ont été mesurées dans la même période du temps pour éviter ce phénomène.

Les essais de microdureté sont réalisés à mi-épaisseur dans le plan traverse de l'assemblage avec un pénétrateur Vickers. La figure IV.21 montre les points de mesure de la dureté sur un échantillon enrobé.

Afin d'assurer des mesures de dureté selon la norme les essais sont réalisés avec les paramètres suivant une charge de 1 kg, une vitesse de pénétration de 50µm/s, une charge maintenue pendant 15secondes. Avec cette charge on peut considérer que le nombre de grains sollicités durant l'essai est représentatif de la zone considérée. Selon la norme la distance minimale entre deux empreintes est de quatre fois la diagonale, cette distance doit être supérieure à deux fois et demie la diagonale au bord de l'éprouvette de dureté pour éviter les effets de bord.

La dureté est calculée à partir des deux diagonales de l'empreinte laissée par le pénétrateur.

La figure suivante présente une filiation de dureté sur un joint de soudure FSW:

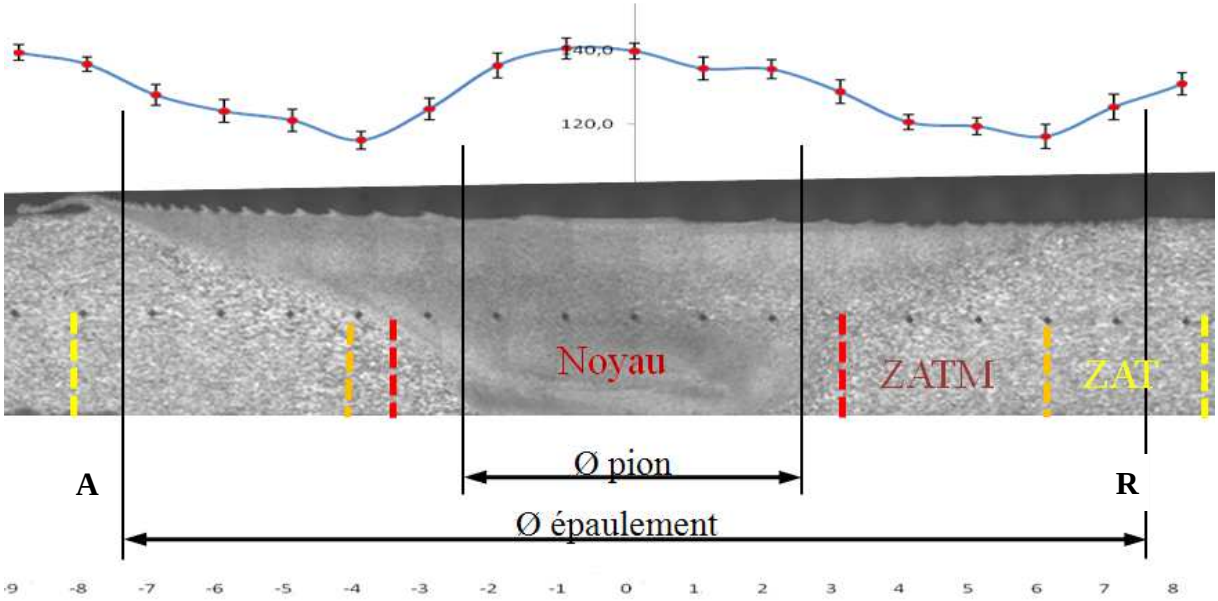


Figure IV. 21. Profil de micro dureté à mi épaisseur du cordon (N=320 tr/min, Va=120 mm/min, Fz=15kN).

Le profil de dureté montre bien l'influence de la microstructure sur la dureté. Les duretés dans des différentes zones reflètent la microstructure relative à chaque zone :

La dureté de la zone affectée thermiquement chute par rapport au métal de base, vu le grossissement de grain dans cette zone ainsi que l'influence des précipitations des zones GP et des phases durcissants.

En se référant au digramme de phase présenté dans la figure IV. 5 [93], nous pouvons expliquer l'allure de la courbe de dureté de la ZAT. En effet le gradient de température atteint par cette zone engendre le gradient de dureté observé dans la figure IV.21. Le minimum de la dureté correspond à la température maximale atteinte dans cette zone.

Après maturation naturelle, La limite entre la ZAT du cordon et le métal de base Al 2024-T3 peut être identifiée par rapport à la température de mise en solution des précipités.

Au centre du cordon, la dureté augmente. Le joint rejoint alors la dureté du métal de base après maturation naturelle. Cette augmentation est liée principalement à l'affinement des grains décrit par la loi de Hall-Petch et au réarrangement des précipités durssicants et de leurs tailles après le soudage.

La dispersion de dureté est très remarquée au niveau de la zone affectée thermo-mécaniquement.

Pour examiner la variation de la dureté dans une coupe transversale d'un cordon FSW, nous avons réalisé une cartographie de micro-dureté. Les mesures sont réalisées à différentes épaisseurs de la surface du cordon (0.5mm, 1.5mm, 2.5mm).

La figure IV.22 montre une cartographie de la dureté dans joint de soudure FSW.

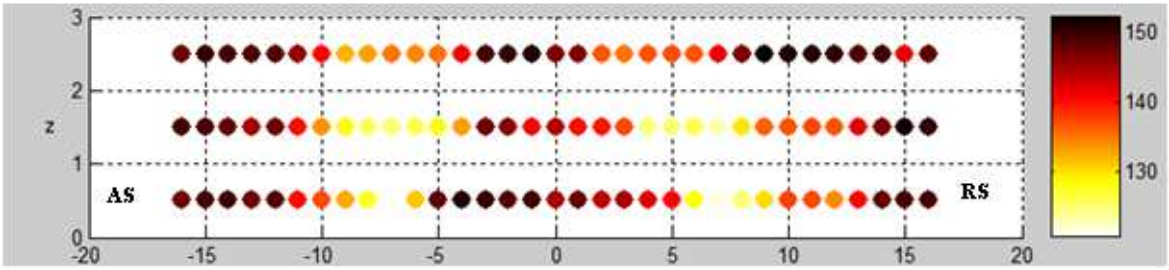


Figure IV. 22. Mappage de dureté d'un cordon FSW (350tr/min,Va=120mm/min,F=15kN).

Nous remarquons une distribution non uniforme de la micro-dureté dans le cordon. La dureté du noyau ainsi que de l'arm flow rejoint la dureté du métal de base. En effet la taille des grains dans ces zones augmente la dureté. Les duretés maximales dans le cordon sont localisées du coté avance. La valeur minimale de la dureté est observée dans la ZATM.

La chute de dureté annonce le début de ZATM. Le minimum de dureté est localisé à la frontière de la ZATM avec la zone affectée thermiquement. Ceci est expliqué par la coalescence des précipités qui perdent leur cohérence avec la matrice dans cette zone [99].

La figure suivante présente deux filiations de dureté de deux cordons FSW. Les cordons ont été réalisés avec une vitesse de soudage égale à 120mm/min, un effort de forgeage égal à 15kN et deux vitesses de rotation 300tr/min et 400tr/min.

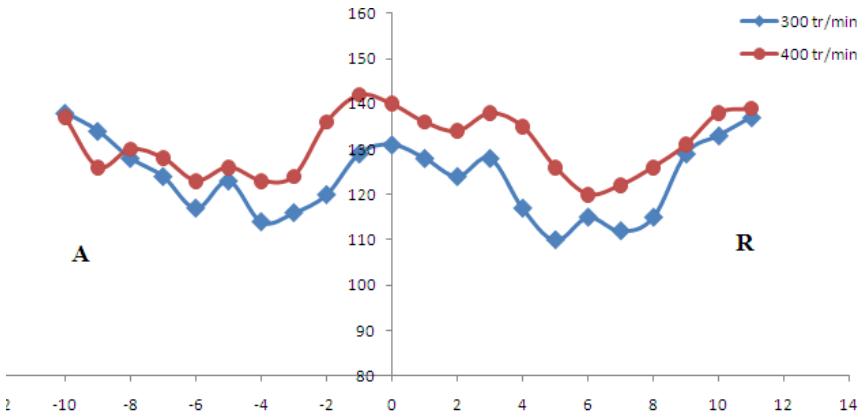


Figure IV. 23. Filiation de dureté (300tr/min,400tr/min).

La comparaison des filiations de la micro-dureté des deux cordons, soudés à 300tr/min et 400tr/min, montre que l'évolution la dureté dans le noyau augmente avec l'augmentation de la vitesse de rotation. Cette augmentation peut être expliquée d'une part par la taille des grains. D'autre part, elle peut être expliquée par les mécanismes de formation des précipités responsable de la dureté des alliages 2024. Dans ces travaux Hersent [100] montre que la fraction volumique des co-culsters de formule Al_8CuMg au niveau du cordon engendre un durcissement proportionnel.

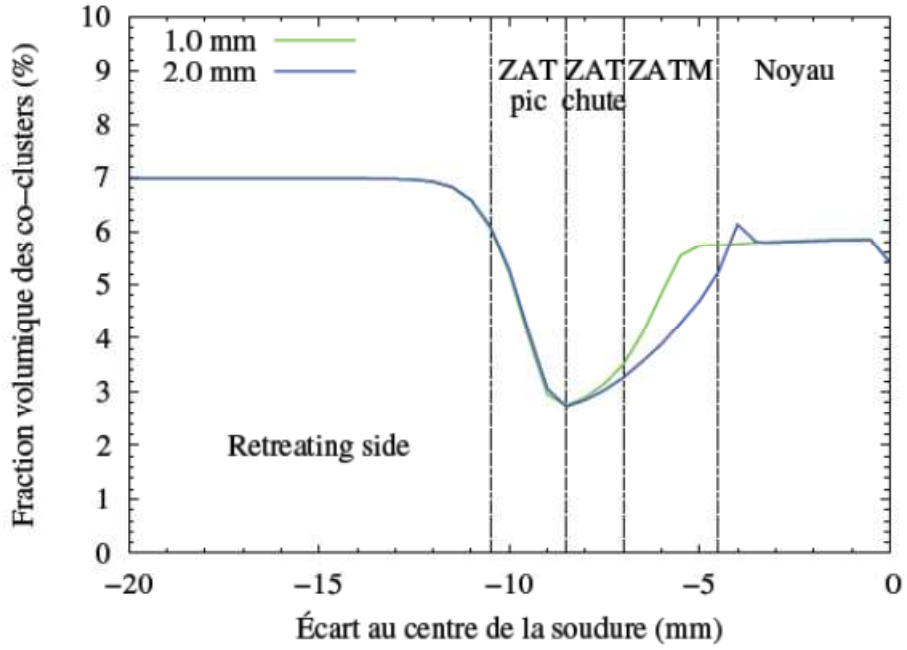


Figure IV. 24. Fraction volumique des co-clusters Cu-Mg simulée après une maturation à l'ambiante infinie au travers du joint [100].

IV.5. Etude paramétrique pour la caractérisation mécanique

Pour comprendre l'influence de chaque paramètre sur les caractéristiques mécaniques issues des essais de traction, un domaine de soudabilité a été qualifié préliminairement. Ce domaine est conditionné par l'absence de défaut de compacité macroscopique. L'observation au microscope optique nous a permis d'identifier ce domaine. L'objectif est d'étudier l'influence des paramètres de soudage et d'identifier les paramètres ayant comme résultat la meilleure qualité mécanique. Les soudures sont réalisées sur des plaques laminées de caractéristiques mécaniques suivantes :

Tableau IV. 9. Propriétés mécaniques de l'alliage 2024-T3.

E(GPa)	Re(MPa)	Rm(MPa)	A%
73	299	450	18

L'étude paramétrique est effectuée dans le domaine de soudabilité défini dans le tableau II. 3.

IV.5.1. Essais de traction

Comme on a vu précédemment, un joint FSW possède différentes zones caractérisées par des microstructures distinctes. Les propriétés mécaniques de chaque zone sont directement liées à leur microstructure.

Il est relativement difficile pour nous d'extraire des micros éprouvettes dans l'épaisseur des plaques. nous analysons donc le comportement global des cordons de soudures. Nous analyserons dans la suite les faciès de rupture pour relier cette information aux paramètres de microstructure.

Nous avons effectué une étude comparative des joints de soudures obtenus avec différents paramètres avec le matériau de base. Cela est nécessaire pour relier les résultats de tenue mécanique aux paramètres opératoires du procédé.

Les essais de traction ont été effectués sur des éprouvettes normalisées, à température ambiante. Ces éprouvettes sont coupées par jet d'eau perpendiculairement au joint de soudure. Le cordon se situe au milieu de l'éprouvette donc dans sa zone utile.

La figure suivante présente la géométrie de l'éprouvette

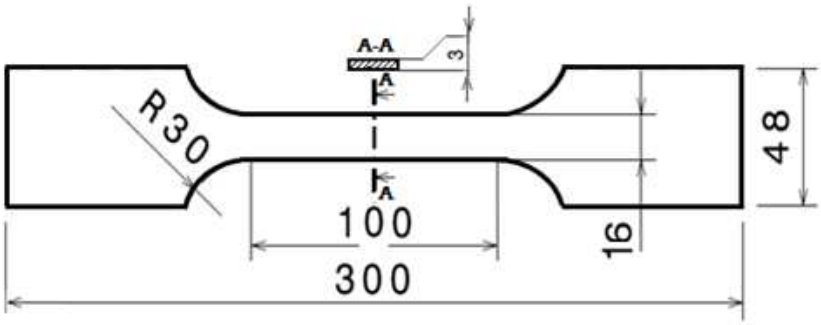


Figure IV. 25. Eprouvette normalisée de traction

La répartition des éprouvettes dans un assemblage est présentée dans l'annexe B.

Le dispositif expérimental pour ces essais unidirectionnels est une machine de traction Instron de 100 kN de type 5051.



Figure IV. 26. Machine de traction Instron (laboratoire Mécasurf).

La figure IV.27 illustre les courbes déformation-contrainte typique issu de l'essai de traction de deux éprouvettes (métal de base et un cordon FSW). Ces courbes ont permis d'extraire les caractéristiques mécaniques des éprouvettes (Re ,Rm ;A%).

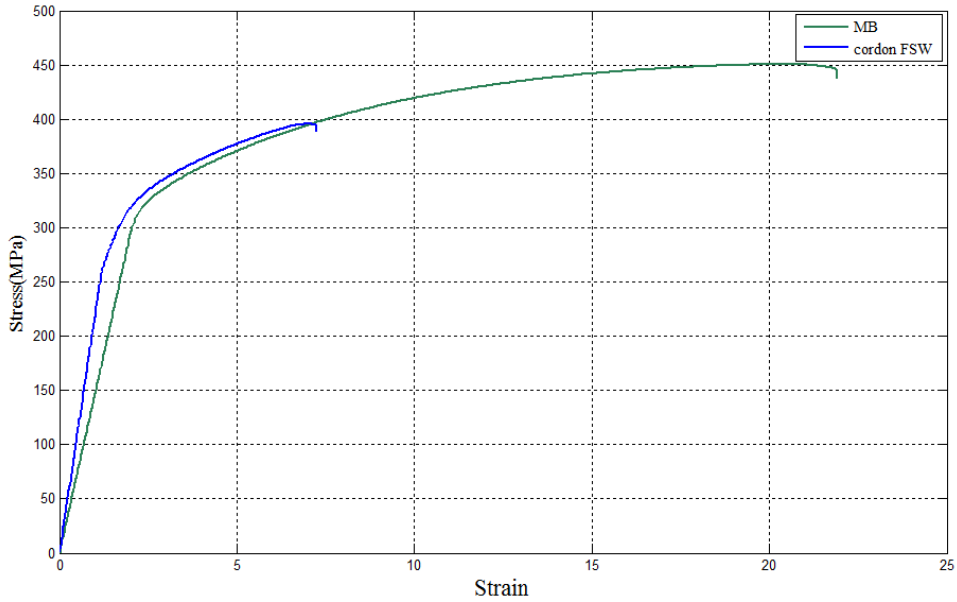


Figure IV. 27. Courbes de traction (Métal de base et cordon FSW (N=350tr/min,Va=150mm/min,F=15kN).

IV.5.2. Influence de la vitesse de rotation N(tr/min)

Pour étudier l'influence de la vitesse de rotation, nous avons fixé les valeurs de la vitesse d'avance et celle de l'effort appliqué. Dans ce cas, la vitesse de rotation prend trois valeurs. La figure suivante montre l'influence de ce paramètre sur les qualités mécaniques issues des essais de traction effectués sur cinq éprouvettes de traction.

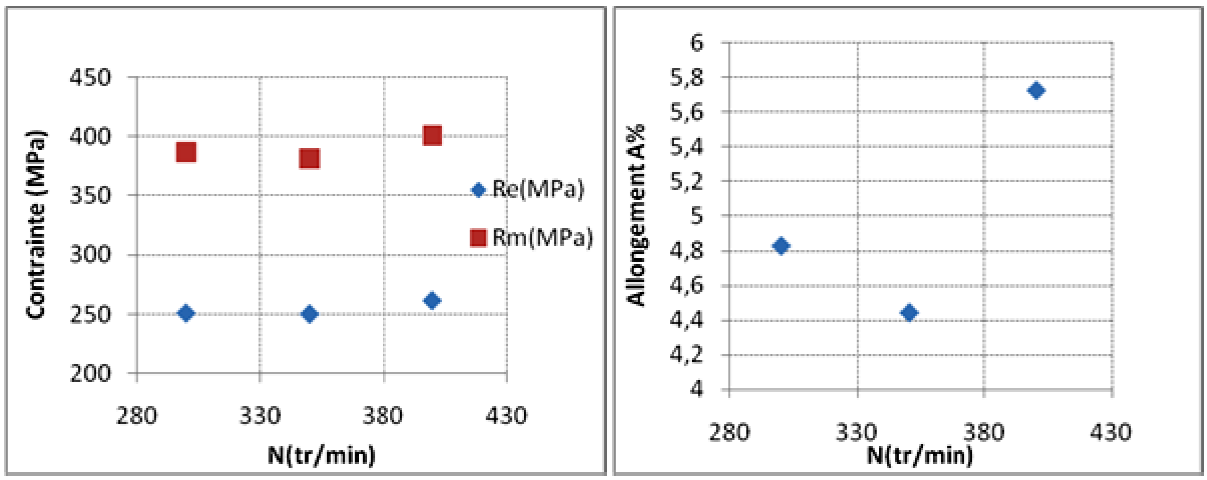


Figure IV. 28. Influence de la vitesse de rotation sur Re, Rm et l'allongement A% à F=15kNet Va=120mm/min.

On peut constater globalement que la vitesse de rotation dans le domaine étudié a peu d'influence sur la limite élastique et la résistance à la rupture. Il est clair sur la figure qu'une meilleure qualité mécanique est obtenue avec une rotation égale à 400 tr/min.

IV.5.3. Influence de la vitesse d'avance Va (mm/min)

Dans un deuxième temps on a étudié l'influence de vitesse d'avance. Ce paramètre important dans l'apport de l'énergie thermique conditionne le cycle thermique du joint FSW. La figure IV. 29 présente le comportement mécanique avec la variation de ce paramètre.

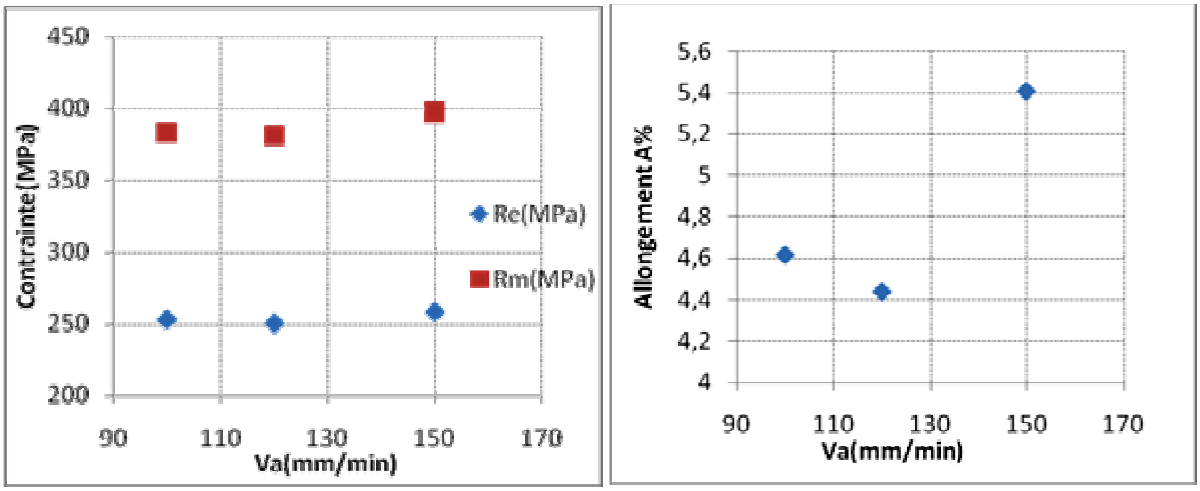


Figure IV. 29. Influence de la vitesse d'avance sur Re, Rm et l'allongement A% à F=15kNet Va=120mm/min.

La figure indique que la variation de Va entre 100 et 120mm/min modifie légèrement les caractéristiques mécaniques. Pour une valeur de 150mm/min, on remarque une dépendance entre la vitesse d'avance et l'allongement %. Une variation de 120 à 150mm/min a comme résultat une amélioration de 1'allongement. Malgré cette dépendance, ce domaine d'étude restreint ne permet pas de quantifier et qualifier le couplage entre la vitesse d'avance et les autres caractéristiques mécaniques

IV.5.4. Influence de l'effort de forgeage F(kN)

L'effort de forgeage est un paramètre important en FSW. A mesure que la charge axiale augmente, la pression hydrostatique entre l'outil et la matière augmente, de ce fait la température de soudage augmente et favorise l'écoulement de la matière autour du pion. Selon K. Kumar [25] il existe une charge axiale optimale qui donne des meilleures résistances à la traction.

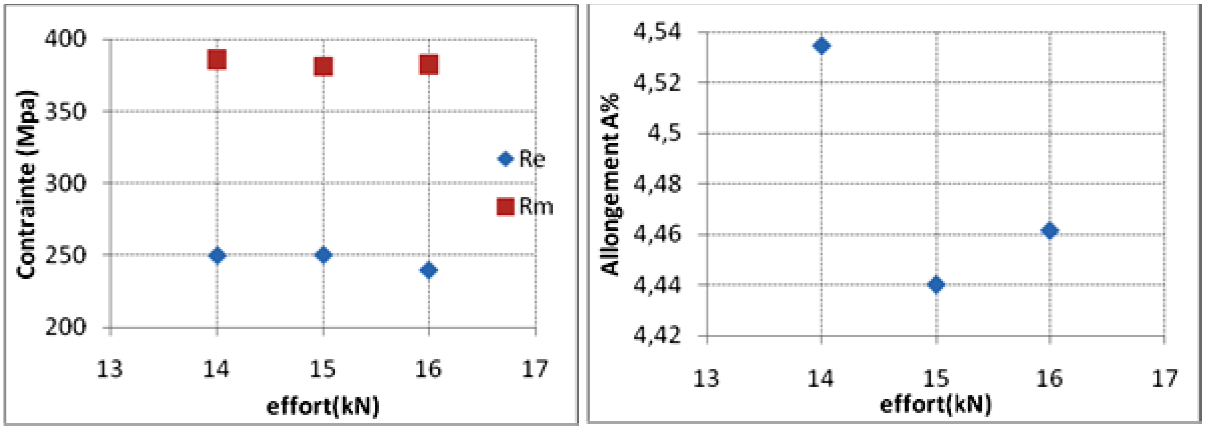


Figure IV. 30. Evolution de Re, Rm et A% en fonction de l'effort de forgeage F.

La figure IV.30 montre les courbes qui relient l'effort de forgeage avec la limite élastique et la résistance à la rupture. Nous remarquons que dans le domaine étudié, ce facteur n'influe que légèrement Re et Rm et l'allongement A%. On peut déduire que dans ce domaine étudié l'effort de forgeage ne joue pas un rôle déterminant dans l'amélioration de sa qualité.

L'étude comparative des différents résultats des essais de traction a montré que le joint obtenu par les paramètres suivant N=400 tr/min, Va=120 mm/min et F=15kN. Ces paramètres donnent un joint de soudure avec une limite élastique égale à 260MPa, une résistance à la rupture de 400MPa et un allongement A% de 5.7.

Cette étude nous a permis de déduire l'importance de la vitesse de rotation et celle de l'avance dans un cordon FSW sans défaut et de compacité macroscopique, contrairement à l'effort de forgeage qui a peu d'influence sur ce type de cordon. Toutefois, ce paramètre reste très important pour l'élimination des macropores [8].

IV.5.5. Analyse des faciès de rupture

Dans toute les éprouvettes de traction étudiées la rupture est toujours localisés du coté recul à la frontière de la zone affecté thermo mécaniquement et le noyau du joint de soudure. Les facies de ruptures obtenues sont orientés à 45° par rapport à la surface des éprouvettes. Ces facies ne sont pas parfaitement des plans, en effet on observe des formes concaves aux bords de l'éprouvette de traction. Ceci peut être expliqué par l'hypothèse de superposition de couche lors de la formation

du cordon FSW. En effet, la découpe des bords des éprouvettes provoque une discontinuité de ces couches comme le montre la figure IV. 31.

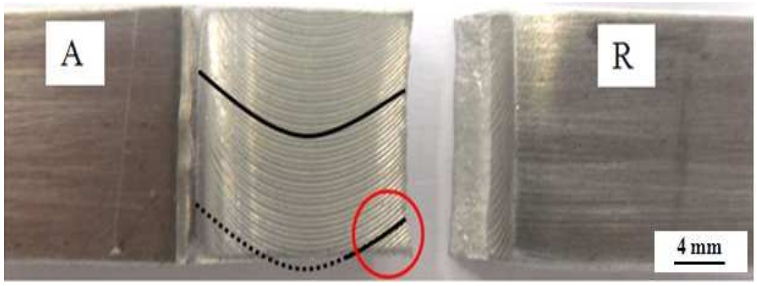


Figure IV. 31. Localisation de zone de rupture sur l'éprouvette de traction (N=320tr/min, Va=120, F=15kN).

Une visualisation des faciès de rupture a été réalisée au Microscope Electronique à Balayage. La figure suivante montre une image MEB prélevée perpendiculairement à l'axe de l'éprouvette de traction.

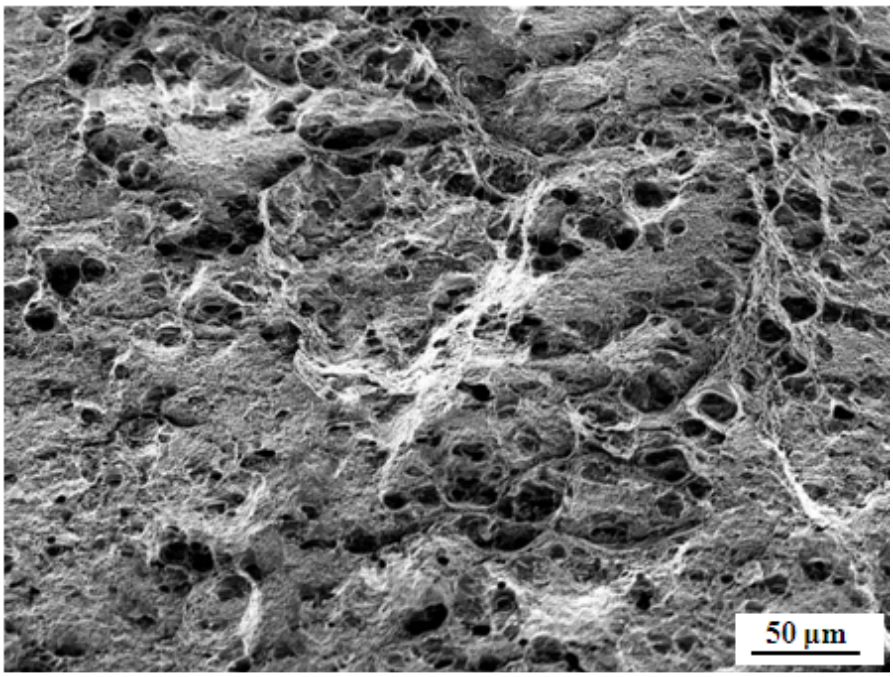


Figure IV. 32. Faciès de rupture issu des essais de traction.

Les figures IV.32 et IV. 33 montrent, d'une part, l'aspect ductile de la rupture. En effet la rupture est intra-granulaire. D'autre part, les faciès de rupture montrent la présence de plusieurs cupules de tailles entre 10 et 30µm. Ces cupules s'allongent dans le sens de traction. Ces cavités s'agglomèrent et se coalescent pour accélérer la rupture.

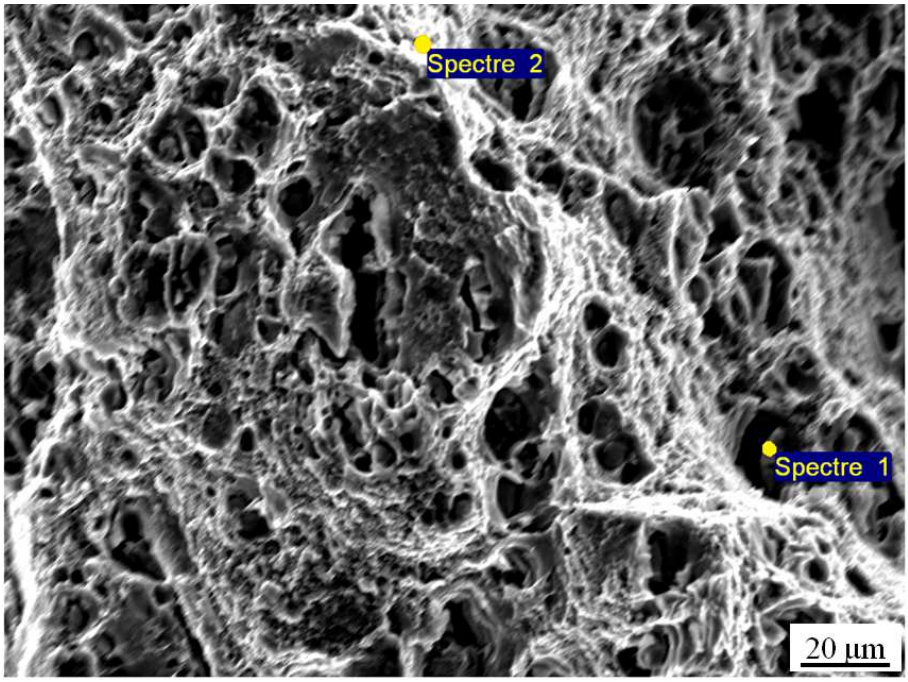


Figure IV. 33. Localisation des points d'analyse chimique réalisée par EDS-X.

Le tableau IV.10 présente le pourcentage massique des éléments chimiques dans deux zones. Le spectre 1 est réalisé dans la zone sombre (cupule), le deuxième est effectué sur une zone claire.

Tableau IV. 10. . Pourcentage massique des éléments chimiques des spectres 1 et 2.

Elément	Al K	Cu L	Mn L	Fe L	Mg K	Totaux % Masse
spectre 1	64,26	23,57	4,85	7,32	0	100
spectre2	95,1	3,73	0	0	1,17	100

L'analyse chimique montre que ces cupules renferment des précipites riches en cuivre. La rupture dans ces cupules peut être considéré comme fragile.

IV.6. Conclusions

Les microstructures des soudures dans diverses zones sont analysées pour qualifier le joint de soudure obtenu par friction malaxage. La valeur ajoutée de nos travaux est la connaissance et le suivi de tout le processus de soudage. Cette base de données nous est utile pour l'interprétation des résultats.

A travers des essais de microdureté nous avons pu corréler l'évolution de la dureté des différentes zones avec les paramètres de soudage ainsi que leurs influences sur les caractéristiques métallurgiques du cordon.

L'étude paramétrique basée sur les essais de traction montre que le soudage FSW ne change que peu le comportement élastique de l'alliage d'aluminium 2024-T3 dans un domaine de soudabilité. Par contre les joints de soudure perdent leurs aspects plastiques. Le joint obtenu par les paramètres suivant N=400 tr/min, Va=120 mm/min et F=15kN a montré des caractéristiques optimales.

L'analyse de la fractographie des cordons FSW nous a permis de mieux comprendre le mécanisme de rupture des cordons FSW.

Conclusions et perspectives

Le soudage par friction malaxage est un procédé prometteur pour réaliser des assemblages de bonne qualité. Il offre des variétés opératoires telles que le pilotage en effort ou en position. Il peut être aussi combiné à d'autres procédés comme le laser pour réaliser des soudages hybrides.
Un cordon de soudure réalisé par le procédé FSW est le siège de plusieurs transformations physicochimiques. Ses qualités mécanique et métallurgique peuvent être modifiées en fonction des paramètres opératoires. L'obtention d'une bonne qualité de cordon demande que l'on soit capable d'évaluer l'effet de ces paramètres sur cette dernière. Ainsi, il faut expliquer les interactions physiques outil/matière et leurs effets dans la formation du cordon et maîtriser l'aspect énergétique du procédé.

Le travail présenté dans ce mémoire s'inscrit dans ces perspectives et constitue une contribution à la préparation d'un environnement expérimental du procédé. Au cours de ce travail, nous avons présenté des méthodes expérimentales et numériques pour acquérir une bonne compréhension des phénomènes mécaniques et thermiques mis en jeu dans les interfaces de contact outil/matière.
Des confrontations de résultats numériques et expérimentaux nous ont permis de mieux comprendre certains phénomènes résultants, par exemple l'écoulement de la matière autour de l'outil FSW.

Dans la partie introductive, nous avons présenté le procédé ainsi que différentes variantes à travers une étude bibliographique. Cette étude nous a permis de montrer la diversité des problèmes rencontrés en FSW due au fort couplage entre les phénomènes physiques existants au cours du soudage. En effet, le contact outil/matière est caractérisé par des grandes déformations couplées à un gradient de température important. Ces phénomènes physiques agissent directement sur les caractéristiques physico chimique du cordon.

Dans la littérature plusieurs types de couplages ont été abordés, toutefois la diversité des paramètres opératoires rend difficile de standardiser les résultats obtenus par les différents chercheurs. Ce qui rend ce procédé plus ou moins maîtrisé actuellement. Les efforts de recherche actuels sont orientés vers la modélisation des problèmes thermiques et des écoulements de la matière.

Les résultats de notre étude ont été présentés en quatre parties, toutefois les interprétations des résultats de chaque partie font appel aux résultats obtenus dans les autres.

Dans la première partie, nous avons traité l'étude des efforts et du couple mis en jeu lors de l'opération de soudage. Cet objectif a nécessité la définition de l'environnement expérimental et la réalisation de cordon de soudure.
A l'aide d'un protocole expérimental nous avons effectué une première campagne d'essais qui a permis d'une part de tester un outil spécialement conçu et d'autre part, d'extraire les mesures des efforts et du couple au cours du FSW. Cette campagne a permis dans un premier temps l'identification des différents défauts qui peuvent naitre au cours du soudage. Ainsi nous avons proposé des solutions permettant d'atténuer ces défauts au sein du cordon FSW.
Ensuite, nous avons étudié l'effet des paramètres opératoires les plus pertinents sur l'énergie consommée. Dans cette partie, nous avons exploité les mesures des efforts et du couple pendant la phase de soudage.
Pour différentes combinaisons de vitesse d'avance et vitesse de rotation, nous avons montré que la puissance générée par le mouvement d'avance ne dépasse pas les 5% de la puissance totale consommée quelle que soit la vitesse de rotation et la vitesse d'avance.
Nous montrons que le couple diminue toujours lorsque la vitesse de rotation augmente. Cela implique la diminution des caractéristiques mécaniques principalement de la contrainte d'écoulement de l'alliage avec l'augmentation de la vitesse de rotation et donc de la température.

Dans la deuxième partie du travail, notre effort a porté sur l'étude de l'écoulement de la matière assurant la formation d'un cordon obtenu par FSW.
Nous avons présenté un modèle numérique simple permettant de simuler un écoulement laminaire autour d'un cylindre. Ce modèle permet une meilleure compréhension de l'écoulement autour de la géométrie de notre outil. Le modèle montre que la matière du coté avance (*advancing side*) à la frontière matière/outil est déplacée vers l'arrière de l'outil : elle contourne l'outil jusqu'à revenir à la même zone. Si on s'éloigne légèrement de l'outil, les lignes de courant ne sont pas affectées par la rotation de l'outil.
Nous proposons ensuite une modélisation analogique se basant sur les règles de similitude ce qui peut être un outil efficace et simple pour l'observation et l'interprétation des écoulements. Cette méthode novatrice peu utilisée jusqu'à présent en FSW est considérée comme un outil efficace pour le choix des paramètres opératoires, ainsi que pour la définition de nouvelles géométries d'outil.

Pour cette étude, nous avons choisi la plasticine comme matériau modèle. Ce choix est basé sur plusieurs critères. La loi rhéologique décrivant le comportement de la plasticine présente des analogies avec celles des métaux à hautes températures. Les règles de similitude sont appliquées pour que la maquette représente au mieux le cas réel.
Les différentes sections de la plasticine soudées selon différentes directions montrent d'une part que le noyau subit la plus grande formation. D'autre part, elles confortent l'idée que la formation des *onion rings* dans le noyau est due à un empilement de couches de matière derrière l'outil à chaque avance par tour.

Dans la troisième partie, nous avons cherché à identifier la répartition des flux thermiques dans l'outil et dans la matière à souder pour une meilleure maitrise et compréhension de l'aspect énergétique du procédé.
Dans ce cadre, nous avons proposé un environnement expérimental original permettant de mesurer la température. Les relevés de températures ont été réalisés à l'aide de thermocouples logés dans des positions bien définies au sein même de l'outil FSW.
Une fois les essais de mesure de la température effectués, nous sommes passés à l'identification des flux thermiques rentrants dans l'outil FSW. Pour cela, nous avons proposé une méthode novatrice d'identification se basant sur un algorithme récurrent permettant l'identification des flux thermiques pour chaque partie de l'outil. Cet algorithme est basé sur des boucles de comparaison entre les températures maximales données par un modèle en éléments finis de transfert de chaleur en régime transitoire et les températures mesurées à un instant déterminé. Nous présentons alors un modèle éléments finis de l'outil qui servira à simuler l'évolution de la température dans les différentes phases de soudage.

À partir de l'identification des différents flux thermiques dans l'outil, nous avons montré que la plus grande quantité de chaleur provient du frottement épaulement/matière. Ceci conduit à une répartition non homogène de la quantité de chaleur entre le haut et le bas du cordon.
Afin de visualiser la distribution de la température dans les pièces à souder, un modèle éléments finis simplifié des pièces à souder a été présenté dans l'objectif de visualiser la distribution de la température dans les pièces à souder. Pour déterminer les conditions aux limites nous nous sommes basés sur le calcul du coefficient de partage thermique entre l'outil et les pièces à souder.
Nous observons que les températures maximales sont localisées dans la zone frontalière outil/matière ainsi que dans la zone malaxée par l'outil. Ces températures ne dépassent pas la

température de fusion de la matière à souder. Un gradient de température est observé partant de l'outil vers les bords des pièces à souder.

Dans la dernière partie, on s'intéresse à la caractérisation du joint de soudure FSW par l'intermédiaire de l'étude des propriétés mécaniques et les changements microstructuraux. Les analyses physicochimiques effectuées sur les cordons de soudures obtenus ont permis d'une part de relier la qualité du joint avec les paramètres opératoires et d'autre part de compléter nos connaissances sur la formation du joint.

Dans un premier temps, nous avons présenté une étude préliminaire sur les alliages à durcissement structural. Cette étude est orientée principalement vers l'alliage aéronautique d'aluminium 2024-T3 objet de notre étude.

Dans un deuxième temps, à travers des essais de microdureté et des observations macroscopiques, nous avons pu corréler les microstructures dans les différentes zones du cordon FSW avec l'évolution de la dureté. Nous avons également expliqué l'allure de la courbe de dureté dans la ZAT. En effet le gradient de température atteint par cette zone engendre le gradient de dureté. Le minimum de la dureté correspond à la température maximale atteinte dans cette zone. Au centre du cordon, la dureté augmente atteignant alors la dureté du métal de base après maturation naturelle. Cette augmentation est principalement liée à l'affinement des grains décrit par la loi de Hall-Petch, au réarrangement des précipités à effet durcissant et à leurs tailles après le soudage.

Dans un troisième temps, nous présentons une étude paramétrique dans le but de lier les caractéristiques mécaniques des cordons aux paramètres opératoires du procédé. Nous montrons à l'aide d'une étude paramétrique basée sur les essais de traction que le soudage FSW ne change que peu le comportement élastique de l'alliage d'aluminium 2024-T3 dans le domaine de soudabilité étudié. Par contre les joints de soudure perdent leurs aspects plastiques. Le joint obtenu par les paramètres suivant N=400 tr/min, Va=120 mm/min et F=15kN a montré des caractéristiques mécaniques optimisées.

Finalement, les facies de rupture des éprouvettes de traction ont été analysés à l'aide d'un microscope électronique à balayage. A partir des différentes observations, nous avons mis en évidence une rupture intra-granulaire et observé des cupules qui s'allongent dans le sens de traction. Ces cavités s'agglomèrent et coalescent pour accélérer le mécanisme de rupture.

Ce travail multidisciplinaire nous permet d'envisager plusieurs perspectives. Nous en citons quelques une dans la suite.

Dans la partie thermique, nous avons mis en évidence l'importance de la connaissance des flux thermiques pour prévoir la qualité métallurgique du cordon à savoir la dissolution ou la formation des précipités. Comme perspectives nous proposons de développer un système de mesure plus performant (transmission des informations par télémétrie ou radiofréquence). Ceci permettra de compléter l'environnement expérimental avec des mesures de température dans la pièce de manière à pouvoir caractériser thermiquement et de manière complète la zone affectée thermiquement.

Dans cette même partie, nous avons formulé un algorithme permettant d'identifier les flux thermiques rentrants dans l'outil. Cependant, cette identification reste quantitative. Nous proposons alors d'effectuer des essais thermiques avec un outil sans épaulement pour affiner les résultats de cette identification. Une amélioration de l'algorithme proposé s'impose aussi.

De même pour la partie mécanique où nous avons étudié l'influence des paramètres opératoires sur les efforts et le couple mis en jeu lors du FSW, nous proposons d'une part, d'élargir le domaine de soudabilité étudié. D'autre part, nous proposons d'effectuer des mesures plus fines du torseur mécanique. Pour cela nous envisageons de réaliser des mesures à l'aide d'une table dynamométrique et les comparer avec les mesures de la machine MTS.

Dans l'étude de l'écoulement de matière, nous avons proposé un premier modèle analogique qui a prouvé sa performance pour simuler les écoulements réels lors du FSW. Il serait donc intéressant d'affiner ce modèle avec des critères de similitude plus exigeants. Ce modèle ouvre des voies de recherches, il sera par exemple un outil très utile dans le futur pour tester les paramètres opératoires avant de passer aux premiers tests de soudage FSW.

A l'issue de cette thèse, un premier modèle thermique de soudage a été proposé permettant de simuler l'aspect thermique du FSW. Il serait particulièrement intéressant de réaliser un modèle couplé thermomecaniquement pour mieux observer la distribution de la température non seulement entre les deux zones *retreating side* et *advancing side* mais aussi sur toute la périphérie du contact outil/matière.

[1] W.M. Thomas, K.I. Johnson, C.S.Wiesner. Friction Stir Welding-Recent Developments in tool and process technologies. Advanced Engineering Materials. Volume 5, Issue 7, 2003, pp. 485-490.

[2] J.A. Schneider, A.C. Nunes. Thermo-Mechanical Processing in Friction Stir Welds. Minerals, Metals & Materials Soc, pp. 43-51.

[3] M. Song, R. Kovacevic. Thermal modeling of friction stir welding in a moving coordinate system and its validation. International Journal of Machine Tools & Manufacture 43 (2003), pp. 605-615.

[4] D. Fersini, A. Pirondi. Fatigue behaviour of Al2024-T3 friction stir welded lap joints. Engineering Fracture Mechanics 74 (2007) 468-480.

[5] M. Awang, V. H. MucinoZ,Feng, S. A. David. Thermo-Mechanical Modeling of Friction Stir Spot Welding (FSSW) Process: Use of an Explicit Adaptive Meshing Scheme. SAE Technical Papers. 2006-01-1392.

[6] D. Mitlin , V. Radmilovic , T. Pan, J. Chen, Z. Feng , M.L. Santella .Structure–properties relations in spot friction welded 6111 aluminum. Materials Science and Engineering A 441 (2006) 79–96.

[7] J. Schneider, A. Nunes, M. Brendel. The Influence of Friction Stir Weld Tool Form and Welding Parameters on Weld Structure and Properties: Nugget Bulge in Self- Reacting Friction Stir Welds. 8th International Symposium on Friction Stir Welding, Germany.

[8] T. Watanabe, H. Takayama and A. Yanagisawa. Joining of aluminum alloy to steel by friction stir welding. J. Mater. Process. Technol. 178 (2006), pp. 342-349.

[9] A. Sullivan and J.D. Robson. Microstructural properties of friction stir welded and post-weld heat-treated 7449 aluminium alloy thick plate. Mater. Sci. Eng. 478A (2008), pp. 351-360.

[10] W. J. Arbegast, 2007, Chapter 13: Application of Friction Stir Welding and Related Technologies, Friction Stir Welding and Processing, Edité par R.S. Mishra et M.W.Mahoney, ISBN-13 978-0-87170-840-3, ASM International.

[11] Kevin J. Colligan Friction Stir Welding for ship construction. Navy metalworking center, 2005. http://www.ncemt.ctc.com/

[12] C.E.D.Rowe. Wayne Thomas. Advances in tooling materials for FSW.

[13] Tool technology - the heart of friction stir welding. http://www.twi.co.uk/content/c1073a.html

[14] Yan-hua Zhao, San-bao Lin, Lin Wu, Fu-xing Qu, The influence of pin geometry on bonding and mechanical properties in friction stir weld 2014 Al alloy; Materials Letters 59 (2005), pp. 2948 -2952.

[15] K. Elangovan,V.Balasubramanian. Influences of pin profile and rotational speed of the tool on the formation of friction stir processing zone in AA2219 aluminium alloy. Materials Science and Engineering A, Vol. 459, 2007, pp. 7-18.

[16] K. Elangovan, V. Balasubramanian. Influences of tool pin profile and tool shoulder diameter on the formation of friction stir processing zone in AA6061 aluminium alloy. Materials and Design 29 (2008), pp. 362–373.

[17] A. Scialpi, L.A.C. De Filippis , P. Cavaliere Influence of shoulder geometry on microstructure and mechanical properties of friction stir welded 6082 aluminium alloy. Materials and Design 28 (2007), pp. 1124-1129.

[18] J.C. McClure, E. Coronado, S. Aloor, B. Nowak, L.M. Murr, A.C. Nunes, Jr. Effect of Pin tool Shape on Metal Flow During Friction Stir Welding.

[19] Mustafa Kemal Kulekci , Aydin Şik , Erdinç Kaluç. Effects of tool rotation and pin diameter on fatigue properties of friction stir welded lap joints. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology. Volume 36, Numbers 9-10 / avril 2008 pages 877-882.

[20] G. Buffa , J. Hua, R. Shivpuri , L. Fratini. Design of the friction stir welding tool using the continuum based FEM model; Materials Science and Engineering A 419 (2006), pp.381-388.

[21] Y.G. Kim,H. Fujii ,T. Tsumura, T. Komazaki, K. Nakata. Three defect types in friction stir welding of aluminum die casting alloy. Materials Science and Engineering A 415 (2006), pp.250-254.

[22] V. Balasubramanian. Relationship between base metal properties and friction stir welding process parameters. Materials Science and Engineering. Volume 480, Issues 1-2, 15 May 2008, pp. 397-403

[23] H. Zhang , S.B. Lin, L. Wu, J.C. Feng, Sh.L. Ma. Defects formation procedure and mathematic model for defect free friction stir welding of magnesium alloy.

[24] ZHANG Hua, Wu Huiqiang, Huang Jihua, WN Sanbao, and WU Lin, Effect of welding speed on the material flow patterns in friction stir welding of AZ31 magnesium alloy. RARE METALS Vol. 26, No. 2, Apr 2007, p. 158.

[25] K. Kumar, Satish V. Kailas, On the role of axial load and the effect of interface position on the tensile strength of a friction stir welded aluminium alloy. Materials and Design. Vol. 29, 2007, pp. 791-797.

[26]. Hua-Bin Chen, Keng Yan, Tao Lin, Shan-Ben Chen, Cheng-Yu Jiang , Yong Zhao, The investigation of typical welding defects for 5456 aluminum alloy friction stir welds. Materials Science and Engineering A 433 (2006), pp.64-69.

[27] Wim Van Haver,Xavier Stassart,Bruno de Meester,Alfred Dhooge.Friction stir welding of aluminium high pressure die castings:parameter optimisation and gap bridgeabillity.Research center of the Belgian welding institute.Doc III-1424-07.

[28] G. Pouget, A.P. Reynolds, Residual stress and microstructure effects on fatigue crack growth in AA2050 friction stir welds. International Journal of Fatigue 30 (2008) 463–472.

[29] Suk Hoon Kang, Woong Ho Bang, Jae Hyung Cho, Heung Nam Han, Kyu Hwan Oh Chang Gil Lee, Sung-Joon Kim. Microtexture Analysis of Friction Stir Welded Al 6061-T651 Plates.Materials Science Forum Vols 459-497(2005), pp. 901-906.

[30] P.Staron , M.Koçak, S.Williams , A.Wescott, Residual stress in friction stir-welded Al sheets. Physica B 350 (2004), pp. 491-493.

[31] M. Peel , A. Steuwer, M. Preuss, P.J. Withers. Microstructure, mechanical properties and residual stresses as a function of welding speed in aluminium AA5083 friction stir welds. Acta Materialia 51 (2003), pp 4791-4801.

[32] X.L. Wang, Z. Feng, S.A. David, S. Spooner and C.R. Hubbard, Neutron diffraction study of residual stresses in friction stir welds. In: Proceedings of the ICRS 6 (Residual Stresses: International Conference on Residual Stresses), IOM Communications, London, UK (2000), pp. 1408–1415.

[33] Y. Sato, H Kokawa, M Enomoto, and S Jogan. Microstructural Evolution of 6063 Aluminum during Friction-Stir Welding. Metallurgical and Materials Transactions A, volume 30, pp 24-29.

[34] Y.S. Sato, S.H.C. Park, and H. Kokawa: Metallurgical and Materials Transactions. A, 2001, vol. 32A, pp. 3033-42.

[35] M. Peel, A. Steuwer, M. Preuss, P.J. Withers. Microstructure, mechanical properties and residual stresses as a function of welding speed in aluminium AA5083 friction stir welds. Acta Materialia 51 (2003), pp.4791-4801.

[36] H.R. Shercliff , P.A. Colegrove. Chapter 10: Process Modeling, Friction Stir Welding and Processing, Edité par R.S. Mishra et M.W.Mahoney, ISBN-13 978-0-87170-840-3, ASM International.

[37] S. Mandal , K. Williamson. A thermomechanical hot channel approach for friction stir welding. Journal of Materials Processing Technology 174 (2006), pp. 190-194.

[38] P. Ulysse. Threee-dimentional modeling of the friction stir welding process. International Journal of Machine Tools and Manufacture, 42, 2002, pp.1549-1557.

[39] H.B. Schmidt, J.H. Hattel. Thermal modelling of friction stir welding. Scripta Materialia Volume 58, Issue 5, March 2008, pp. 332-337.

[40] C. Hamilton , S. Dymek and A. Sommers. A thermal model of friction stir welding in aluminum alloys. International Journal of Machine Tools and Manufacture.Volume 48, Issue 10, August 2008, pp.1120-1130.

[50] L. Fourment, S. Guerdoux, M. Miles, T. Nelson, Numerical Simulation of the Friction Stir Welding Process using both Lagrangian and Arbitrary Lagrangian Eulerian Formulations, Proc. 5th Int. Symp. On Friction Stir Welding, Metz, France, 2004, TWI Ltd.

[51] Z. Zhang ,J. T. Chen ,Z. W. Zhang ,H. W. Zhang. Coupled thermo-mechanical model based comparison of friction stir welding processes of AA2024-T3 in different thicknesses. Journal of Materials Science Volume 46, Number 17, pp. 5815-5821.

[52] M.Z.H. Khandkar, J.A. Khan and A.P. Reynolds. Prediction of temperature distribution and thermal history during friction stir welding: input torque based model. Science and Technology of Welding and Joining 2003 Vol. 8 No. 3, pp.165-174.

[53] H Schmidt, J Hattel and J Wert . An analytical model for the heat generation in friction stir welding. Modelling Simul. Mater. Sci. Eng. 12 (2004), pp. 143-157.

[54] Frigaard, Ø Grong, and O.T. Midling. A Process Model for Friction Stir Welding of Age Hardening Aluminum Alloys. Metallurgical and Materials transactions A; volume 32A, May 2001-1197.

[55] G. Buffa, J. Hua, R. Shivpuri, and L. Fratini, A continuum based fem model for friction stir welding model development. Materials Science and Engineering: A Volume 419, Issues 1-2, 15 March 2006, pp. 389-396.

[56] P. Heurtier, M.J. Jones, C. Desrayaud, J.H. Driver, F. Montheillet, D. Allehaux. Mechanical and thermal modelling of Friction Stir Welding .Journal of Materials Processing Technology 171 (2006) 348-357.

[57] Paul A. Colegrove and Hugh R. Shercliff. 3-Dimensional CFD modelling of flow round a threaded friction stir welding tool profile. Journal of Materials Processing Technology, 169 (2005), pp. 320-327.

[58] Schmidt, H. Hattel, A local model for the thermomechanical conditions in friction stir welding. Modelling And Simulation In Material Science And Engineering. 13, pp. 77-93.

[59]K. Colligan. Material Flow Behaviour during Friction Stir Welding of Aluminum. Welding Journal, 78 :229-237, 1999.

[60] Reynolds, A.P. and W.D. Lockwood, Visualisation of material flow in an autogenous friction stir weld, in 1st International FSW Symposium. 1999:Thousand Oaks, California, USA.

[61] H.N.B. Schmidt, T.L. Dickerson, J.H. Hattel. Material flow in butt friction stir welds in AA2024-T3 (2006) Acta Materialia, 54 (4), pp. 1199-1209.

[62] H. Schmidt, J. Hattel, J. Wert. An analytical model for the heat generation in friction stir welding. Model Simul Mater Sci Eng, 12, 2004, 143–157.

[63] G. Buffa, J. Hua, R. Shivpuri, L. Fratini A. continuum based fem model for friction stir welding—model development. Materials Science and Engineering, Vol. 419, 2006, pp 389-396.

[64] H.B. Schmidt, J.H. Hattel. Thermal Modelling in Friction Stir Welding, Scripta Materialia, Vol. 58, No. 5, 2008, pp. 332-337.

[65] S. Zimmer. Contribution à l'industrialisation du soudage par friction malaxage. PhD thesis, Arts et Métiers ParisTech, 2009.

[66] A. Simar. A multiscale multiphysics investigation of aluminum friction stir welds from thermal modelling to mechanical properties through precipitation evolution and hardening. PhD thesis, Université Catholique de Louvain, 2006.

[67] J.W. Pew, T.W. Nelson and C.D. Sorensen. Torque based weld power model for friction stir welding, Sci Technol Weld Join, 2007, p. 341.

[68] F. Gratecap. Contributions au procédé de soudage par frottement et malaxage FSW. Ph.D thesis, École Centrale de Nantes, France, 2007.

[69] A. Askari, S. Silling, B. London and M. Mahoney, Modeling and analysis of friction stir welding processing. In: K.V. Jata et al., Editors, Friction Stir Welding and Processing, TMS, Warrendale, PA, 2001, pp. 43–54.

[70] H. Schmidt, J. Hattel. Modelling thermomechanical conditions at the tool/matrix interface in Friction Stir Welding. 5th International Symposium on Friction Stir Welding, 2004.

[71] G.R. Johnson, W.H. Cook. A constitutive model and data for metals subjected to large strains, high strain rates and high temperatures, Proceedings of the Seventh International Symposium on 'Ballistics' The Hague, Netherlands, 1983, pp. 541–548.

[72] P.A. Colegrove, H.R. Shercliff. A three-dimensional CFD modelling of flow round a threaded friction stir welding tool profile. Journal of Materials Processing Technology, 169, 2005, pp. 320-327.

[73] C.M. Sellars, W.J. McG. Tegart, Hot Workability, Int. Met. Rev., 17(158), 1972, pp. 1-23.

[74] H. Schmidt, J. Hattel. A local model for the thermomechanical conditions in friction stir welding. Modelling And Simulation In Material Science And Engineering, 13, 2004, pp. 77-93.

[75] B.C. Liechty, B.W. Webb. The use of plasticine as an analog to explore material flow in friction stir welding. Journal of Materials Processing Technology, 184, 2007, pp. 240–250.

[76] H. Sofuoglu, J. Rasty. Flow behavior of plasticine used in physical modeling of metal forming processes, Tribol. Int., 33, 2000, pp. 523–529.

[77] T. Szirtes. Applied Dimensional Analysis and Modeling, Second edition, Butterworth Heinemann, 2006.

[78] Z.W. Chen, T. Pasang, Y. Qi. Shear flow and formation of nugget zone during friction stir welding of aluminum alloy 5083-0. Mat. Sci. and Eng. A, Vol. 474, 2008, pp. 312-316.

[79] K.N. Krishnan. On the formation of onion rings in friction stir welds, Mat. Sci. and Eng. A, Vol. 327, 2002, pp. 246-251.

[80] M.J. Russel and H.R. Shercliff. Analytical Modelling of Microstructure Development in Friction Stir Welding, 1st Int.Symp.on FSW, Thousand Oaks, Cal. juin 1999.

[81] S.X. Lu, J.C. Yan, W.G. Li ,S.Q. Yang. Simulation on temperature field of friction stir welded joints of 2024-T4 Al. Acta metallurgica sinica. Vol. 18,N4,2005, pp.552-556.

[82] Jean-Luc Battaglia. Méthodes d'identification de modèles a dérivées d'ordres non-entiers et de réduction modale. Application à la résolution de problèmes thermiques inverses dans des systèmes industriels. Habilitation à dirigé des Recherche. Université Bordeaux 1, 2002.

[83] Stephenson DA (1993) Tool-work thermocouple temperature measurements: theory and implementation issues. J Eng Ind 115:432–437.

[84] Bourouga B, Briot J-M, Bardon J-P (2001) Influence de la vitesse et de la charge sur la conductance thermique de transport entre les bagues d'un roulement à rouleaux. Int J Therm Sci 40(7), pp. 622-637.

[85] Jean-Luc Battaglia · Andjrez Kusiak Estimation of heat fluxes during high-speed drilling Int J Adv Manuf Technol (2005) 26: 750–758.

[86] Jean-Luc Battaglia, Haj Elmoussami, Ludivine Puigsegur Modélisation du comportement thermique d'un outil de fraisage : approche par identification de système non entier.

[87] Z. Zhang, H.W. Zhang. Numerical studies on the effect of transverse speed in friction stir welding Materials and Design 30 (2009) 900–907.

[88] J. Hilgerta, H.N.B. Schmidt, J.F. dos Santos, N. Huber. Thermal models for bobbin tool friction stir welding. Journal of Materials Processing Technology 211 (2011), pp. 197-204

[89] P.N. Bogdanovich and D.V. Tkachuk .thermotribology: fundamentals and current trends. Tribology research trends edité par taisho hasegawa.

[90] A. Bastier, M.H. Maitournam, K.D. Van and F. Roger, Steady state thermomechanical modelling of friction stir welding, Science and Technology of Welding and Joining 11 (2006), pp. 278-288.

[91] R. Nandan, G. G. Roy, T. J. Lienert and T. DebRoy, Numerical modelling of 3D plastic flow and heat transfer during friction stir welding of stainless steel : Sci. Technol. Weld. Joining, 2006, vol. 11(5), pp. 526-537.

[92] P. Dubost, P. Sainfort. Durcissement par précipitation des alliages d'aluminium. Rapport technique, Techniques de l'Ingénieur, M240, 1991.

[93] S.P. Ringer et K.Hono. Microstructural Evolution and Age Hardening in Aluminium Alloys: Atom Probe Field-Ion Microscopy and Transmission Electron Microscopy Studies. Materials Characterization, 44(1-2), 101, 2000

[94] M. Wang, S.C. Precipitates and intermetallic phases in precipitation hardening Al-Cu-Mg-(Li) based alloy. International Materials Reviews, 50(23), 193, 2005

[95] R. G. Buchheit, R. P. Grant, P. F. Hlava, B. Mckenzie et G. L. Zender. Local Dissolution Phenomena Associated with S Phase (Al2CuMg) Particles in Aluminum Alloy 2024-T3. J. Electrochem. Soc., 144(8), 2621, 1997

[96] G.E. Totten and D.S. MacKenzie, Eds., Handbook of Aluminum: Vol. 1 - Physical Metallurgy and Processes, 2003, Marcel Dekker Inc., New York, NY.

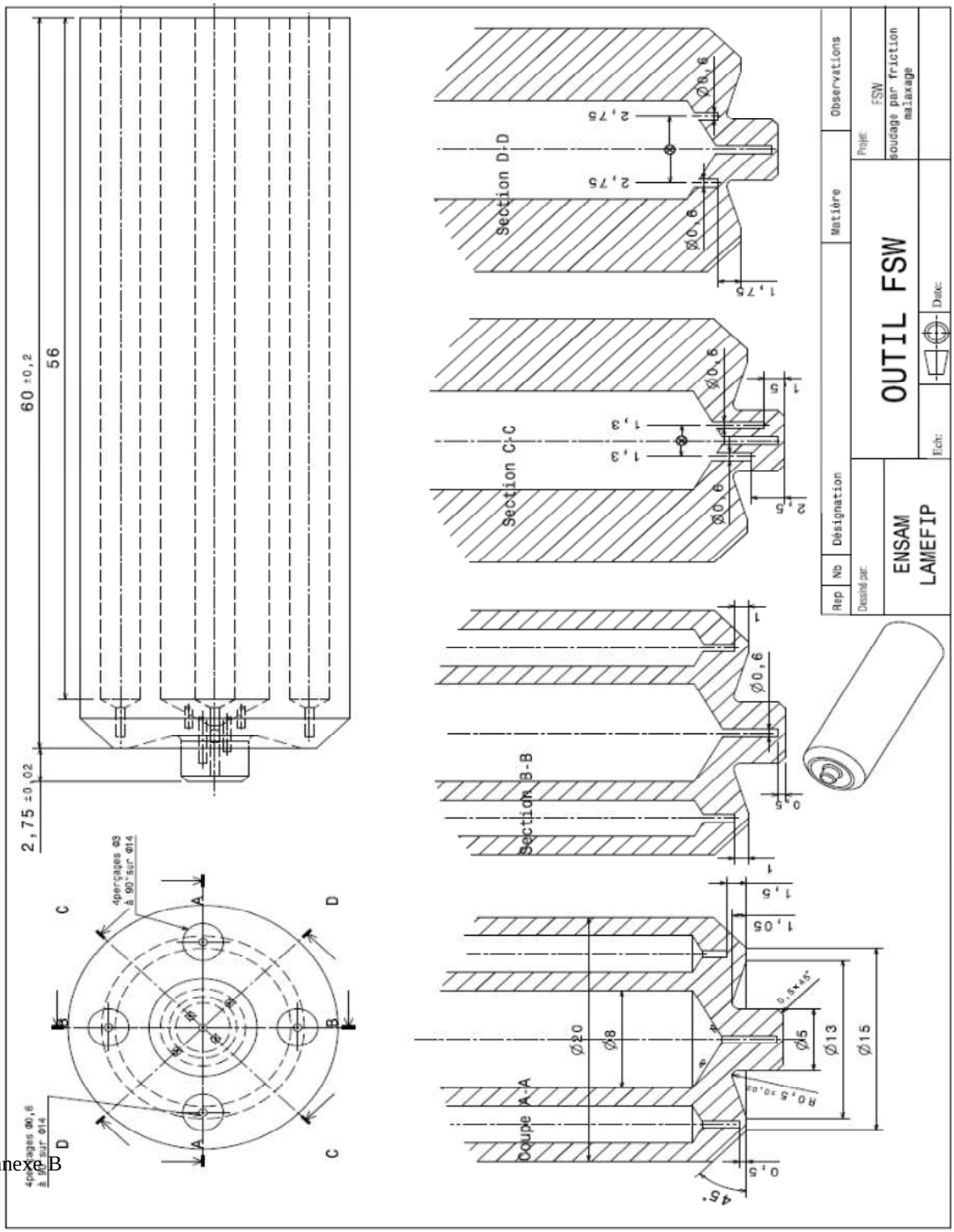
[97] Mathers, Gene (2002). The welding of aluminum and its alloys [electronicresource]. Boca Raton, FL : CRC Press (TS555.M36 2002).

[98] http://www.twi.co.uk/j32k/unprotected/

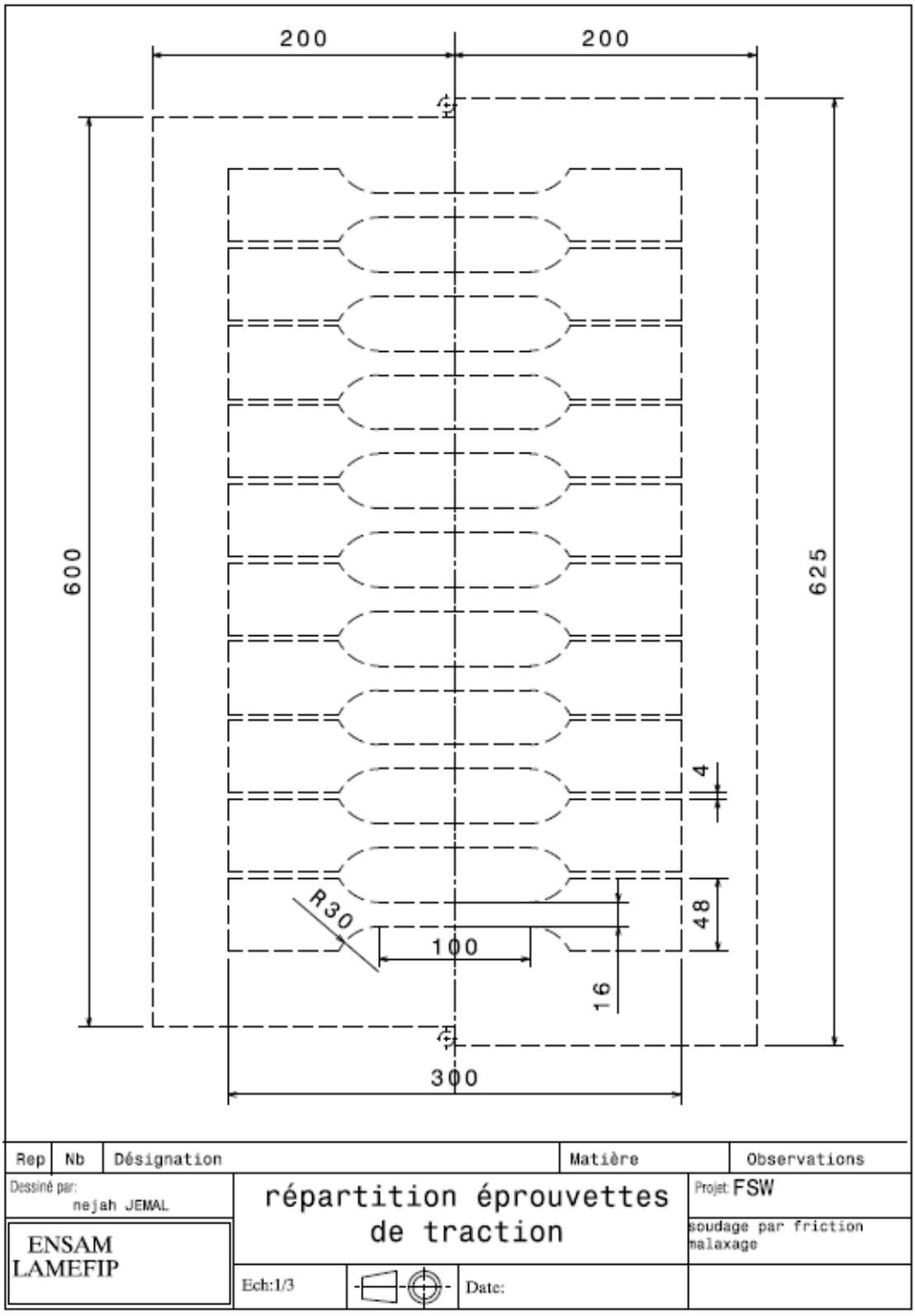
[99] C. Genevois. Genèse des microstructures lors du soudage par friction malaxage d'alliages d'aluminium de la série 2000 et 5000 et comportement mécanique résultant. PhD thesis,INPG, 2004.

[100] E. Hersent. Modélisation intégrée de la précipitation pour le soudage par friction malaxage d'alliages d'aluminium à durcissement structural. PhD thesis, l'École Nationale Supérieure des Mines de Saint-Étienne, 2010.

Annexe A



Annexe B


200
200
600
625
4
48
R30
100
16
300
Rep
Nb
Désignation
Matière
Observations
Dessiné par:
nejah JEMAL
répartition éprouvettes de traction
Projet: FSW
soudage par friction malaxage
ENSAM
LAMEFIP
Ech:1/3
Date:

QUALIFICATION DU DOMAINE DE SOUDABILITE EN SOUDAGE PAR FRICTION MALAXAGE

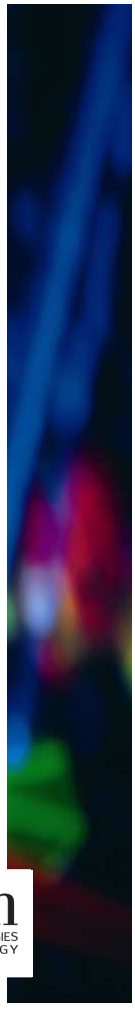
RESUME : Le soudage par friction malaxage est un procédé prometteur pour l'industrie. Dans plusieurs cas, il se présente comme un concurrent potentiel des procédés d'assemblage tel que le rivetage et les procédés de soudage traditionnels. L'obstacle majeur de son industrialisation est le choix des paramètres opératoires du FSW. Ce dernier nécessite la maîtrise de la physique d'interaction outil/matière ainsi que les liens entre la qualité des cordons FSW et les paramètres du procédé. Dans ce cadre, nous exploitons des méthodes expérimentales et numériques afin de comprendre les phénomènes thermomécaniques provoqués par l'interaction outil/matière au cours du soudage. Dans un premier temps, nous avons étudié l'aspect mécanique du procédé à travers l'étude des efforts mécaniques en FSW et de l'écoulement de matière autour de l'outil. Une campagne d'essais a été réalisée pour étudier l'aspect énergétique à travers l'étude des torseurs des actions mécanique et cinématique entre l'outil FSW et la matière soudée. Pour l'aspect rhéologique du procédé, nous avons proposé, d'un part, un modèle numérique simple permettant de simuler l'écoulement laminaire autour d'un cylindre très représentatif du procédé. D'autre part, par le biais d'une modélisation analogique se basant sur les règles de similitude, nous avons utilisé la plasticine comme matériau modèle pour simuler les écoulements en FSW. Dans un deuxième temps, nous avons étudié l'aspect thermique du procédé. Un environnement expérimental original a été réalisé pour mesurer la température dans l'outil, les relevés de température ont été effectués à l'aide de thermocouples logés dans des positions bien définies au sein même de l'outil FSW. Pour identifier les flux thermiques échangés entre l'outil et la matière nous avons présenté une méthodologie appropriée permettant une estimation des flux dans les différentes parties de l'outil. Finalement, à travers des essais de caractérisation du joint de soudure FSW tels que les essais de traction et les observations microstructurales, nous avons pu expliquer quelques liens entre la qualité du joint, les écoulements, les flux thermiques et les paramètres opératoires.

Mots clés : soudage par friction malaxage, flux thermique, interaction outil/matière, caractérisation métallurgique et mécanique.

QUALIFICATION OF THE FIELD OF WELDABILITY IN FRICTION STIR WELDING

ABSTRACT: Friction Stir Welding is an emerging joining technology for industry. To industrialize this process, we must study tool/material physical interaction and relations between weld quality and process parameters. In this context, we exploit experimental and numerical methods to understand the thermomechanical phenomena caused by the tool/material interaction during welding. Initially, we analyzed the mechanical aspect of the process by studying the mechanical efforts in FSW and material flow around the tool. A series of test runs was carried out to explain the energy aspect by studying mechanical and kinematic tensors between FSW tool and material. To study material flow, we proposed a simple numerical model allowing simulation of a laminar flow around a rotating cylinder which is suitable representative of the process. In addition, by means of an analogical model based on similarity laws, we used plasticine as a model material to simulate the flows in FSW. Secondly, we studied the thermal aspect of the process. An original experimental environment was carried out to measure the temperature on the tool. Temperature evolution was measured by using thermocouples placed in defined positions of FSW tool. To identify the heat flow, we presented a suitable methodology allowing an estimation of heat flow in different parts of the tool. Finally, through FSW joint characterization tests, like tensile test and microstructural observation, we explained some relations between weld quality, material and thermal flow as well as process parameters.

Keywords : friction stir welding, heat flow, tool/material interaction, Metallurgical and mechanical characterization.



ARTS ET MÉTIERS ParisTech

ParisTech INSTITUT DES SCIENCES ET TECHNOLOGIES PARIS INSTITUTE OF TECHNOLOGY