

TABLE DES MATIÈRES

RÉSUMÉ	ii
REMERCIEMENTS.....	iv
TABLE DES MATIÈRES	v
LISTE DES TABLEAUX	viii
LISTE DES FIGURES	ix
LISTE DES SYMBOLES ET ABRÉVIATIONS	xv
ORGANISATION DU MÉMOIRE.....	xviii
INTRODUCTION	1
Mise en contexte	1
Principe du SFM.....	2
Problématique	7
Objectifs du projet	8
1 CHAPITRE 1 REVUE BIBLIOGRAPHIQUE	11
1.1 Paramètres du soudage par friction malaxage.....	12
1.1.1 Outils de soudage.....	13
1.1.2 Équipements.....	15
1.1.3 Autres paramètres	16
1.2 Mécanismes physiques du procédé et microstructure.....	19
1.2.1 Distribution et champs de température	20
1.2.2 Écoulement du matériau	23
1.2.3 Microstructure.....	28
1.3 Modélisation mathématique.....	33
1.3.1 Lois de comportement des matériaux	34
1.3.2 Modèles de génération de chaleur	39
1.3.3 Modèles empiriques des coefficients de glissement et de friction.....	44
1.4 Méthodes de résolution numérique	46
1.4.1 Méthode de modélisation avec maillage.....	47
1.4.2 Limitation de la MEF et des méthodes avec maillage	53
1.4.3 Méthode de modélisation sans maillage	55
1.5 Conclusion du chapitre 1.....	61
2 CHAPITRE 2 MODÈLE NUMÉRIQUE SPH.....	64
2.1 Idées de base de la méthode SPH.....	64

2.2	Fonction de kernel et « smoothing length »	67
2.3	Représentation par intégrale d'une fonction	69
2.4	Représentation par intégrale du gradient d'une fonction	70
2.5	Représentation par intégrale d'une dérivée première.....	71
2.5.1	Équation de continuité	73
2.5.2	Équation de la conservation de la quantité de mouvement.....	74
2.5.3	Équation de la conservation de l'énergie	76
2.5.4	Équation d'état.....	78
2.6	Discrétisation du temps	80
2.7	Traitement des conditions limites	81
2.7.1	Convection naturelle	82
2.7.2	Rayonnement thermique	83
2.8	Avantages et désavantages du SPH par rapport aux méthodes avec maillage.....	83
2.9	Développement du modèle numérique SPH pour le SFM.....	85
2.9.1	Matériaux, géométries et dimensions des outils	87
2.9.2	Paramètres du soudage.....	89
2.9.3	Lois de comportement employées	89
2.9.4	Évolution des propriétés des matériaux	94
2.9.5	Modèle de friction.....	95
2.9.6	Modèle de génération de chaleur	96
2.10	Hypothèses et conditions limites	97
2.10.1	Hypothèses de calcul	97
2.10.2	Conditions initiales et conditions limites.....	100
2.11	Conclusion du chapitre 2	101
3	CHAPITRE 3 MÉTHODOLOGIE EXPÉRIMENTALE.....	102
3.1	Banc d'essai	102
3.1.1	Équipements connexes.....	104
3.1.2	Système de transmission des données	111
3.1.3	Système d'acquisition des données.....	112
3.1.4	Outils de soudage.....	113
3.2	Étude thermique	115
3.2.1	Température des plaques d'aluminium lors du SFM.....	116
3.3	Étude des déformations et « malaxage ».....	122
3.3.1	Méthode avec traceurs	122
3.3.2	Soudage asymétrique	124

3.4	Étude microstructurale	128
3.5	Caractérisation mécanique des soudures.....	128
3.6	Conclusion du chapitre 3.....	130
4	CHAPITRE 4 ANALYSES DES RÉSULTATS.....	131
4.1	Efforts exercés par l'outil.....	131
4.1.1	Force de compression	131
4.1.2	Couple.....	135
4.2	Historique et distribution des températures dans les plaques.....	137
4.2.1	Mesure directe par thermocouple	137
4.2.2	Mesure par caméra thermique.....	142
4.3	Essais mécaniques sur les soudures	144
4.4	Macro et microstructure des soudures.....	150
4.4.1	Effet des vitesses.....	150
4.4.2	Effet de l'épaisseur des plaques	153
4.5	Écoulement et « malaxage » du matériau	154
4.5.1	Traceurs	155
4.5.2	Soudage asymétrique	156
4.5.3	Effet des filets de la tige de l'outil sur l'écoulement du matériau	177
4.5.4	Conclusion à propos des soudures asymétriques.....	182
4.6	Résultats numériques	183
4.6.1	Distribution de température	183
4.6.2	Écoulement du matériau	189
4.7	Conclusion du chapitre 4.....	193
5	CHAPITRE 5 DISCUSSION DES RÉSULTATS.....	195
	CONCLUSION ET RECOMMANDATIONS.....	198
	Recommandations et travaux futurs	200
	LISTE DES RÉFÉRENCES.....	203
	ANNEXES.....	207
	Annexe 1 – Modèles viscoplastiques et élastoplastiques.....	208
	Annexe 2 – Modèles de génération de chaleur	211
	Modèle analytique de Schmidt	211
	Modèle analytique de Song.....	211
	Annexe 3 – Modélisation mathématique de l'erreur de mesure des thermocouples.....	214
	Annexe 4 – Caractéristiques de la fraiseuse numérique	217

LISTE DES TABLEAUX

TABLEAU 2-1- PROPRIÉTÉS DE L'ALUMINIUM 6061-T6 À 273 KELVIN [50]	87
TABLEAU 2-2 - PROPRIÉTÉS DE L'ACIER AISI 4340 À 273 KELVINS [51].....	88
TABLEAU 2-3 - PARAMÈTRES DE JOHNSON-COOK POUR L'ALLIAGE AL6061-T6 [31]	92
TABLEAU 2-4 - ÉVOLUTION DE LA DENSITÉ, DE LA CONDUCTIVITÉ ET DE LA CAPACITÉ THERMIQUE AVEC LA TEMPÉRATURE POUR L'AL6061-T6 [11, 45].....	94
TABLEAU 2-5 – ÉVOLUTION DU MODULE DE YOUNG ET DE LA LIMITE ÉLASTIQUE AVEC LA TEMPÉRATURE POUR L'AL6061-T6	95
TABLEAU 3-1 : CARACTERISTIQUES DES OUTILS DE SOUDAGE	114
TABLEAU 3-3 – COMPOSITION DES ALLIAGES 6061-.....	125
TABLEAU 3-4 – PROPRIÉTÉS MÉCANIQUES ET THERMIQUES DES ALLIAGES 6061-T6 ET A356 [50, 53].....	126
TABLEAU 4-1 - FORCE ET COUPLE APPLIQUES SUR L'OUTIL SELON DIFFERENTS RAPPORT DE VITESSE	134
TABLEAU 4-2 – DONNEES RELATIVES AUX ESSAIS DE TRACTION.....	145
TABLEAU A3-2 - VALEUR DES PARAMETRES DU THERMOCOUPLE	216

LISTE DES FIGURES

FIGURE 1 - REPRÉSENTATION SCHÉMATIQUE DES PLAQUES ET DE L'OUTIL DE SOUDAGE	3
FIGURE 2 - PROCÉDÉ DE SOUDAGE SUR LE BANC D'ESSAI	4
FIGURE 3 - MÉTALLOGRAPHIE DÉMONTRANT L'ASYMÉTRIE ENTRE LE CÔTÉ AVANÇANT ET LE CÔTÉ REÇULANT.....	5
FIGURE 4 – EFFET DE DISTORSION ENTRE LE SOUDAGE À L'ARC ET LE SFM [4]	6
FIGURE 5 - PLAQUES SOUDÉES APRÈS LE RETRAIT DES EXTRÉMITÉS ET UN USINAGE DE SURFACE	7
FIGURE 1.1- TYPE CLASSIQUE D'OUTIL DU TWI [4]	13
FIGURE 1.2 - DIFFÉRENTES GÉOMÉTRIES D'ÉPAULEMENT [6]	14
FIGURE 1.3 - MACHINE TYPIQUE POUR LE SOUDAGE PAR FRICTION MALAXAGE [4].....	16
FIGURE 1.4 - DISTRIBUTION DE VITESSES TANGENTIELLES AUTOUR DE LA TIGE SOUS DIFFÉRENTES VITESSES DE TRANSLATION	18
FIGURE 1.5 - PRÉDICTION DE LA VITESSE D'AVANCE OPTIMALE SELON LA VITESSE DE ROTATION [10]	18
FIGURE 1.6 – DISTRIBUTION DE LA TEMPÉRATURE POUR L'ALUMINIUM 6061-T6 [9].....	21
FIGURE 1.7 - REPRÉSENTATION SCHÉMATIQUE DES TROIS TYPES D'ÉCOULEMENT [24].....	26
FIGURE 1.8 – TRAJECTOIRE D'UN AMAS DE MATIÈRE LORS DU SOUDAGE SELON HEURTHIER	27
FIGURE 1.9 - COUPE TRANSVERSALE D'UNE SOUDURE ASYMETRIQUE DE 6,35 MM REPRESENTANT LES ZONES TYPIQUES DU SOUDAGE	30
FIGURE 1.10 - MICROSTRUCTURE DE L'ALUMINIUM AL6061-T6 APRÈS SOUDAGE PAR FRICTION MALAXAGE	31
FIGURE 1.11 - MICROSTRUCTURE DE L'ALUMINIUM A356 APRÈS SOUDAGE PAR FRICTION MALAXAGE	32

FIGURE 1.12 –PROFIL DE DURETÉ MESURÉ EXPÉRIMENTALEMENT POUR UN RAPPORT DE VITESSE (ROTATION/TRANSLATION) DE 1,33 [24].....	33
FIGURE 1.13 – REPRÉSENTATION LAGRANGIENNE DU DOMAINE [31].....	47
FIGURE 1.14 - REPRÉSENTATION EULÉRIENNE DU DOMAINE [31].....	50
FIGURE 1.15 - SCHÉMATISATION D'UNE ÉTUDE SUR LE SOUDAGE PAR FRICTION MALAXAGE PAR MEF, MAILLAGE DES PLAQUES ET DE L'OUTIL [19].....	54
FIGURE 1.16 - REPRÉSENTATION DES PLAQUES ET DE L'OUTIL PAR MEF ET SPH [31]	59
FIGURE 2.1 - DISCRÉTISATION DE L'OUTIL DANS LES MODÈLES NUMÉRIQUES	65
FIGURE 2.2 - RAYON D'INFLUENCE DES PARTICULES " <i>SMOOTHING LENGTH</i> ".....	67
FIGURE 2.3 - SPLINE CUBIQUE DE KERNEL ET SA DÉRIVÉE PREMIÈRE [43].....	68
FIGURE 2.4 – DISCRÉTISATION DU DOMAINE LORS DU SFM.....	86
FIGURE 2.5 – ÉTAPE D'IMPORTATION D'UN OBJET DE DAO DANS LE PROGRAMME SPH	88
FIGURE 2.6 - TROU LAISSÉ LORS DU PASSAGE DE L'OUTIL	92
FIGURE 3.1 - FRAISEUSE UTILISÉE LORS DES ESSAIS EXPÉRIMENTAUX	103
FIGURE 3.2 – SUPPORT DE PLAQUES SUR LE BANC D'ESSAI	103
FIGURE 3.3 - PORTE-OUTIL TYPIQUE D'UNE FRAISEUSE AVEC L'OUTIL DE FRAISAGE.....	104
FIGURE 3.4 - DIAGRAMME D'UNE JAUGE EXTENSOMÉTRIQUE BI AXIALE ET POSITIONNEMENT SUR LE PORTE OUTIL.....	105
FIGURE 3.5 - DIAGRAMME D'UNE JAUGE EXTENSOMÉTRIQUE DE TORSION ET POSITIONNEMENT SUR LE CYLINDRE.....	105
FIGURE 3.6 – SCHÉMA DE BRANCHEMENT D'UN PONT DE WHEASTONE	106
FIGURE 3.7 - COURBE DE CALIBRATION DE LA FORCE DE COMPRESSION APPLIQUEE SUR LE PORTE OUTIL.....	107
FIGURE 3.8 - COURBE DE CALIBRATION DU COUPLE APPLIQUE SUR LE PORTE OUTIL.....	108
FIGURE 3.9 - COURBE DE L'HISTORIQUE DE LA FORCE DE COMPRESSION DE L'OUTIL LORS DU SOUDAGE.....	110

FIGURE 3.10 - COURBE DE L'HISTORIQUE DE COUPLE APPLIQUE SUR L'OUTIL DE SOUDAGE	111
FIGURE 3.12 – CONTACT TOURNANT (“SLIP RING”) SUR LE BANC D’ESSAI	112
FIGURE 3.13 – MODULE D’ACQUISITION DE DONNÉES <i>KEITHLEY</i> ET AVEC LES CARTES D’ACQUISITION	113
FIGURE 3.14 –ILLUSTRATION DE L’OUTIL NO.2 SANS LES FILETS SUR LA TIGE	115
FIGURE 3.15 – SCHÉMA ILLUSTRANT LE POSITIONNEMENT DES THERMOCOUPLES POUR LA PRISE DE TEMPÉRATURES.....	117
FIGURE 3.16 – POSITIONNEMENT DES THERMOCOUPLES LORS DES EXPÉRIMENTATIONS....	117
FIGURE 3.17 - COMPARAISON DES RÉSULTATS DE ZHANG AVEC LA COURBE D'EXCITATION	120
FIGURE 3.18 - RÉPONSE DU THERMOCOUPLÉ SOUMIS À L'EXCITATION SÉCANTE HYPERBOLIQUE.....	121
FIGURE 3.19. RÉPONSE DU THERMOCOUPLÉ SOUMIS À L'EXCITATION SÉCANTE HYPERBOLIQUE (AGRANDISSEMENT).....	121
FIGURE 3.20 – SCHEMA DES CONFIGURATIONS DE TRACEURS REALISEES EN LABORATOIRE.....	124
FIGURE 3.21 – LES DIX CONFIGURATIONS DE SOUDAGE ASYMETRIQUE REALISEES EN LABORATOIRE	127
FIGURE 3.22 – COUPE DES ÉCHANTILLONS POUR ESSAI DE TRACTION	130
FIGURE 4.1 - HISTORIQUE DE LA FORCE DE COMPRESSION LORS DU SOUDAGE POUR PLUSIEURS ESSAIS.....	132
FIGURE 4.2 – COMPARAISON DES HISTORIQUES DE LA FORCE DE COMPRESSION LORS DU SOUDAGE.....	133
FIGURE 4.3 - FORCE DE COMPRESSION EXERCÉE PAR L’OUTIL SELON LE RAPPORT DE VITESSES	135

FIGURE 4.4 - HISTORIQUE DU COUPLE APPLIQUE SUR L'OUTIL LORS DU SOUDAGE POUR PLUSIEURS ESSAIS.....	136
FIGURE 4.5 – COMPARAISON DES HISTORIQUES DU COUPLE APPLIQUE SUR L'OUTIL LORS DU SOUDAGE.....	136
FIGURE 4.8 – HISTORIQUE DE LA TEMPÉRATURE POUR DES VITESSES DE 1000 RPM ET 4,23 MM/S (10 PO/MIN).....	138
FIGURE 4.9 – HISTORIQUE THERMIQUE POUR DES VITESSES DE 1000 TOURS/MIN ET 6,35 MM/S (15 PO/MIN).....	139
FIGURE 4.10 - HISTORIQUE THERMIQUE POUR DES VITESSES DE 1000 TOURS/MIN ET 2,12 MM/S (5 PO/MIN).....	139
FIGURE 4.11 - HISTORIQUE THERMIQUE POUR DES VITESSES DE 500 TOURS/MIN ET 2,12 MM/S (5 PO/MIN).....	140
FIGURE 4.12 - HISTORIQUE THERMIQUE POUR DES VITESSES DE 500 TOURS/MIN ET 4,23 MM/S (10 PO/MIN).....	140
FIGURE 4.13 – DISTRIBUTION DE LA TEMPÉRATURE POUR DIFFÉRENTS RAPPORTS DE VITESSE SELON UNE COUPE TRANSVERSALE.....	141
FIGURE 4.14 – IMAGES CAPTÉES PAR LA CAMÉRA THERMIQUE À 1000 TOURS/MINUTE ET 4,23 MM/S.....	143
FIGURE 4.15 - RUPTURE D'UN ECHANTILLON DE SOUDAGE A L'ENDROIT DE LA BAVURE	149
FIGURE 4.17 – MICROSTRUCTURE DES SOUDURES DE 6,35 MM D'ÉPAISSEUR À UN ZOOM DE 200X	152
FIGURE 4.18 – COMPARAISON DES SOUDURES ASYMÉTRIQUES.....	153
FIGURE 4.19 - METALLOGRAPHIE DES SOUDURES AVEC TRACEURS.....	155
FIGURE 4.20 – CONFIGURATIONS DE SOUDAGE POUR LES RÉFÉRENCES 1 ET 2.....	157
FIGURE 4.21 – MACROGRAPHIES DE A) RÉFÉRENCE 1 ET B) RÉFÉRENCE 2.....	158
FIGURE 4.22 - MICROGRAPHIES DES CONFIGURATIONS DE RÉFÉRENCES SELON	

UNE COUPE TRANSVERSALE.....	159
FIGURE 4.23 – CONFIGURATIONS DE SOUDAGE 1 ET 2.....	160
FIGURE 4.24 - MACROGRAPHIES DE A) CONFIGURATION 1 ET B) CONFIGURATION 2 SELON UNE COUPE TRANSVERSALE.....	161
FIGURE 4.25 – CONFIGURATIONS DE SOUDAGE 3 ET 4.....	162
FIGURE 4.26 - MACROGRAPHIES DE A) CONFIGURATION 3 B) CONFIGURATION 4 SELON UNE COUPE TRANSVERSALE.....	162
FIGURE 4.27 – CONFIGURATION DE SOUDAGE 5.....	164
FIGURE 4.28 - MACROGRAPHIE DE LA CONFIGURATION 5 SELON UNE COUPE TRANSVERSALE.....	164
FIGURE 4.29 – AGRANDISSEMENT DE LA MACROGRAPHIE DU NOYAU.....	165
FIGURE 4.30 - MICROGRAPHIE DE LA CONFIGURATION 5 SELON UNE COUPE TRANSVERSALE.....	166
FIGURE 4.31 - CONFIGURATIONS DE SOUDAGE 6 ET 7.....	167
FIGURE 4.32 - MACROGRAPHIE SELON UNE VUE DE DESSUS DE LA CONFIGURATION 6.....	168
FIGURE 4.33 - MACROGRAPHIE SELON UNE VUE DE DESSUS DE LA CONFIGURATION 7.....	169
FIGURE 4.34 – CONFIGURATION DE SOUDAGE 8.....	170
FIGURE 4.35- MACROGRAPHIE APRÈS SOUDAGE SELON LA CONFIGURATION 8, VUE DE DESSUS : L’OUTIL SE DIRIGE DE L’ALLIAGE A356 À L’ALLIAGE AL6061-T6.....	171
FIGURE 4.36 - MICROSCOPIES DE LA CONFIGURATION 8 SELON UNE VUE DE DESSUS.....	172
FIGURE 4.37 - MACROGRAPHIE SELON UNE COUPE LONGITUDINALE, CONFIGURATION 8 : L’OUTIL PASSE DE AL6061-T6 À A356.....	173
FIGURE 4.38 – CONFIGURATIONS DE SOUDAGE 9 ET 10.....	174
FIGURE 4.39 – MACROGRAPHIES DE LA CONFIGURATION 9 SELON UNE COUPE TRANSVERSALE.....	175
FIGURE 4.40 - MICROSCOPIES DE LA CONFIGURATION 9 SELON COUPE TRANSVERSALE.....	176

FIGURE 4.41 - MACROGRAPHIE DE LA CONFIGURATION 10 SELON COUPE TRANSVERSALE.....	176
FIGURE 4.42 - SOUDURE ASYMETRIQUE D'UNE PLAQUE DE 12,7 MM AVEC L'OUTIL FILETE	178
FIGURE 4.43 - SOUDURE ASYMETRIQUE D'UNE PLAQUE DE 12,7 MM AVEC L'OUTIL LISSE	178
FIGURE 4.44 - AGRANDISSEMENT SUR LA CONFIGURATION DE REFERENCE 2 REALISEE AVEC DE L'OUTIL LISSE.....	179
FIGURE 4.45 – COMPARAISON DES SOUDURES DE LA CONFIGURATION 10.....	180
FIGURE 4.46 – AGRANDISSEMENT DE LA CONFIGURATION DE SOUDAGE NO. 10 REALISEE AVEC L'OUTIL A TIGE LISSE.....	181
FIGURE 4.47 – DISTRIBUTION DE LA TEMPÉRATURE CALCULÉE (EN KELVIN) À PARTIR DU MODÈLE SPH (1000 TOURS/ MIN ET 4,23 MM/S).....	184
FIGURE 4.48 – DISTRIBUTION DE LA TEMPÉRATURE CALCULÉE (EN DEGRÉ CELSIUS) NUMÉRIQUEMENT (1000 TOURS/MIN ET 4,23 MM/S).....	185
FIGURE 4.49 – DISTRIBUTION DE LA TEMPÉRATURE (EN DEGRÉ CELSIUS) DANS LES PLAQUES DE 12 MM D'ÉPAISSEUR ET DE 40 MM DE LARGE SELON UNE COUPE TRANSVERSALE (1000 TOURS/MIN ET 4,23 MM/S).....	187
FIGURE 4.50 – COMPARAISON DES PROFILS DE TEMPÉRATURES EXPÉRIMENTAUX ET NUMÉRIQUES POUR UNE COUPE TRANSVERSALE (1250 TOURS/MIN ET 5,5 MM/S).....	188
FIGURE 4.51 – SIMULATION FLUIDE POUR UNE VISCOSITÉ DE 100 N.S/M ²	189
FIGURE 4.52 - SIMULATION FLUIDE POUR UNE VISCOSITÉ DE 1000 N.S/M ²	191
FIGURE 4.53– TRAJECTOIRE EMPRUNTÉE PAR UNE PARTICULE PENDANT LES 2 PREMIÈRES SECONDES DU PLONGEON DE L'OUTIL	192

LISTE DES SYMBOLES ET ABRÉVIATIONS

A	Constante du matériau; Aire d'une section
B	Constante du matériau
C	Constante du matériau; Condensateur électrique
c	Vitesse du son
c_p	Chaleur spécifique du matériau
$f(x)$	Fonction d'une propriété physique du matériau
F^{ext}	Forces extérieures
g	Constante gravitationnelle
h	Rayon d'influence « Smoothing length »
h_{conv_nat}	Coefficient de convection naturelle
H	Enthalpie
I	Matrice identité
k	Conductivité thermique du matériau; Ratio vitesse rotation/vitesse avance
k_T	Constante du matériau
K	Module d'élasticité volumique "Bulk Modulus"
L	Chaleur latente du matériau
m	Constante; masse du matériau
n	Constante du matériau
P	Pression
q	Flux de chaleur
q_{in}	Bilan de chaleur interne
Q	Énergie d'activation
$Q_{collage}$	Flux de chaleur créé par les déformations plastiques
$Q_{glissement}$	Flux de chaleur créée par la friction
Q_{tot}	Flux de chaleur total
r	Position radiale
r_i	Rayon extérieur de la tige

r_o	Rayon extérieur de l'épaulement
R	Constante des gaz parfaits; Résistance électrique; Rayon
s	Variable dans le domaine fréquentiel
S_{in}	Génération de chaleur à l'interface outil/matériau
S_i	Facteur d'Arrhenius
S_e	Facteur d'Arrhenius
S^{ij}	Déviateur de contrainte
t	Temps
T	Température absolue
T_f	Température de fusion du métal
T_∞	Température du milieu ambiant
$T(s)$	Fonction de transfert dans le domaine fréquentiel
$u_{i,j,k}$	Vitesse de l'écoulement plastique du matériau dans la direction i, j ou k
U	Énergie interne
v	Vitesse transversale à l'écoulement
V_{in}	Voltage d'entrée
V_{out}	Voltage de sortie
$W(x_{ij}, h)$	Fonction de kernel « smoothing function »
$x_{i,j,k}$	Coordonnées de référence spatiales dans la direction i, j ou k
Z	Fonction dans le modèle de Sheppard et Wright
α	Constante du matériau
α_d	Constante de la spline cubique selon la dimension (1D, 2D ou 3D)
γ	Vitesse de déformation en cisaillement; Rapport adimensionnel
δ	Coefficient de glissement
ε	Déformation; Constante empirique
ε_{rad}	Émissivité du matériau
ε_e	Vitesse de déformation généralisée

ε_{ij}	Tenseur de la vitesse de déformation
ε_0	Constante du matériau
λ	Constante de temps
μ	Coefficient de friction; Viscosité du matériau
$\mu\varphi$	Énergie générée par les forces de dissipations visqueuses
η	Coefficient d'efficacité mécanique
π	Constante pi
ρ	Densité du matériau
θ	Angle
σ_e	Contrainte effective
σ_{rad}	Constante de Stefan-Boltzmann
σ_y	Limite d'élasticité
σ_{vm}	Contrainte de Von Mises
ω	Vitesse de rotation angulaire de l'outil
τ^{ij}	Tenseur de contrainte
ζ	Constante
Π_{ij}	Viscosité artificielle
CRSNG	Conseil de recherches en sciences naturelles et en génie du Canada
CSIRO	Commonwealth Scientific and Industrial Research Organisation
FQRNT	Fonds de recherche du Québec - Nature et technologies
REGAL	Le Centre de recherche sur l'aluminium
SFM	Soudage par friction malaxage
SPH	Smoothed Particle Hydrodynamics
UQAC	Université du Québec à Chicoutimi

ORGANISATION DU MÉMOIRE

Le présent document découle des travaux réalisés dans le cadre d'un projet sur le soudage par friction malaxage compris entre mai 2009 et septembre 2011. De manière plus précise, ce mémoire vise à montrer, au travers des cinq chapitres, les diverses démarches de recherche qui ont permis d'atteindre les objectifs visés. Il est important de mentionner ici que le projet de recherche est séparé en deux grandes sections : une phase expérimentale et une phase numérique qui sont présentées en parallèle puisqu'elles sont jumelées l'une à l'autre.

Dans un premier temps, un bref préambule sur l'influence du soudage par friction malaxage dans les divers domaines d'ingénierie est présenté en introduction. Cette partie est suivie par la description du procédé en question jusqu'à la description de la problématique de cette méthode de soudage et des objectifs visés par le projet.

La seconde partie constituant le chapitre 1 présente une analyse bibliographique des deux dernières décennies dans le but d'approfondir les connaissances sur les nombreux paramètres et mécanismes présents lors du soudage par friction malaxage. L'effet des paramètres de soudage sur les phénomènes thermiques, mécaniques et microstructuraux sont discutés à partir de résumés de nombreuses publications portant sur le sujet. Une revue des nombreux modèles mathématiques et numériques développés par le passé est également intégrée à cette partie du mémoire.

Pour faire suite aux modélisations numériques présentées au chapitre 1, le chapitre 2 porte sur la présentation et le développement du modèle sans maillage SPH utilisée pour ce projet. Une description de la méthode ainsi que l'ensemble de la théorie lui étant reliée sont présentées en introduction. Les lois de comportement utilisées, les hypothèses posées, les conditions limites imposées et tout le reste de la mise en œuvre du programme viennent ensuite se greffer à la fin du chapitre.

Afin de valider les données simulées par le modèle numérique, des données expérimentales ont été recueillies sur un banc d'essai spécialement instrumenté. C'est pourquoi la totalité du chapitre 3 est consacré à la méthodologie expérimentale employée et à la présentation de ce banc d'essai. Il consiste, entre autres, à la description des instruments de soudage et des instruments de mesures utilisés. Par la suite, suivent des explications détaillées sur les divers essais réalisés au laboratoire et de la façon dont les prises de données ont été réalisées.

C'est au chapitre 4 que les résultats numériques et expérimentaux sont présentés et comparés entre eux. La première partie est consacrée au mécanisme thermique du procédé tandis que la deuxième partie étudie le côté mécanique (forces exercées sur l'outil et essais de traction). La troisième partie, quant à elle, est vouée à l'étude du mécanisme de malaxage et utilise des outils tels que le soudage de plaques asymétriques et des analyses métallographiques.

Enfin, le dernier chapitre présente une discussion générale des résultats obtenus et de l'ensemble des travaux réalisés tout au long du projet. Cette discussion se reflète par une revue critique du projet en lien avec les objectifs initiaux, la revue bibliographique et les conclusions tirées suite aux résultats recueillis. Finalement, des recommandations et une ébauche des travaux futurs conseillés pour assurer une suite efficace au projet concluent l'ensemble de cette œuvre.

INTRODUCTION

Mise en contexte

L'ingénierie telle qu'on la connaît aujourd'hui est très différente de celle des siècles précédents. En effet, ce domaine scientifique a connu un très grand essor durant l'ère industrielle du XIX^e siècle et les deux guerres mondiales du XX^e siècle. Grâce à la banalisation de son utilisation et à ses grandes évolutions, le matériel informatique permet maintenant de réaliser la simulation de plusieurs phénomènes physiques qui auraient été difficiles à étudier quelques années auparavant. De plus, de nouveaux matériaux sont apparus : polymères, céramiques, métaux ferreux ou alliages à base d'aluminium. En 2003, on comptait des milliers d'alliages répertoriés dont 400 alliages corroyés et 200 alliages de fonderie pour l'aluminium seulement [1]. À cet égard, les méthodes d'assemblage ont évoluées rapidement notamment dans le domaine du soudage qui évolue sans cesse depuis 70 ans. À la fin du XIX siècle, très peu de méthodes de soudage étaient utilisées alors qu'aujourd'hui, on en compte des dizaines. Des techniques de soudage plus spécifiques sont apparues comme par exemple le brasage à la lampe à souder, le soudage à l'arc électrique avec électrode, le soudage au plasma, le soudage au laser et plusieurs autres [2]. La plupart de ces techniques ont également été robotisées par les grandes industries et les chercheurs continuent activement de développer de nouveaux procédés visant à se rapprocher le plus possible des propriétés mécaniques de base des matériaux à souder.

Un des procédés de soudage les plus récents est le soudage par friction malaxage (SFM) communément appelé par son nom anglais « Friction Stir Welding (FSW) ». Cette technique de soudage à froid inventée accidentellement a été brevetée par « The Welding Institute (TWI) » en 1991. Ce procédé intéresse particulièrement les utilisateurs d'alliages d'aluminium car il permet de souder des alliages à haute résistance jusque là difficilement utilisables en raison de leur soudabilité difficile avec des techniques conventionnelles. Le succès de ce procédé est basé sur le principe que le soudage se fait à froid dans le sens où le matériau n'atteint pas le point de fusion. La microstructure se retrouve moins affectée par le procédé de soudage ce qui se répercute par des propriétés mécaniques s'approchant du matériau de base. Cela est aussi un net avantage pour le soudage des alliages renforcés de particules céramiques, comme l'alliage Al-B₄C utilisé pour la réalisation de blindage ou de réservoir de déchets nucléaires. Le procédé de soudage par friction malaxage est aussi utilisé dans les domaines de l'automobile, ferroviaire, maritime, aéronautique et trouve de plus en plus sa place dans plusieurs autres domaines.

Principe du SFM

Le principe du procédé de SFM est assez simple. Un outil cylindrique doté d'un épaulement et d'une tige centrale est pressé contre le matériau à souder et la tige plonge dans des plaques jusqu'à ce que l'épaulement soit en contact avec la surface des celles-ci, tel que présenté aux figures 1 et 2. La tige qui pénètre le matériau est généralement filetée

et a une longueur similaire à l'épaisseur des plaques à souder pour bien « mélanger » ou « déformer » la matière sur toute l'épaisseur. Lors du soudage, la friction entre l'épaulement de l'outil en rotation et les plaques génère de la chaleur ce qui augmente la température du métal. De ce fait, le métal devient naturellement plus apte à être déformé. La tige centrale taraudée crée un vortex alors que l'épaulement crée un écoulement circulaire et contient le matériau sous l'outil, ce qui permet de le déformer plastiquement à haute température. Les déformations produites et les températures atteintes reforment localement la microstructure des matériaux assemblés en une seule matrice. Une soudure est donc réalisée lors du passage de l'outil.

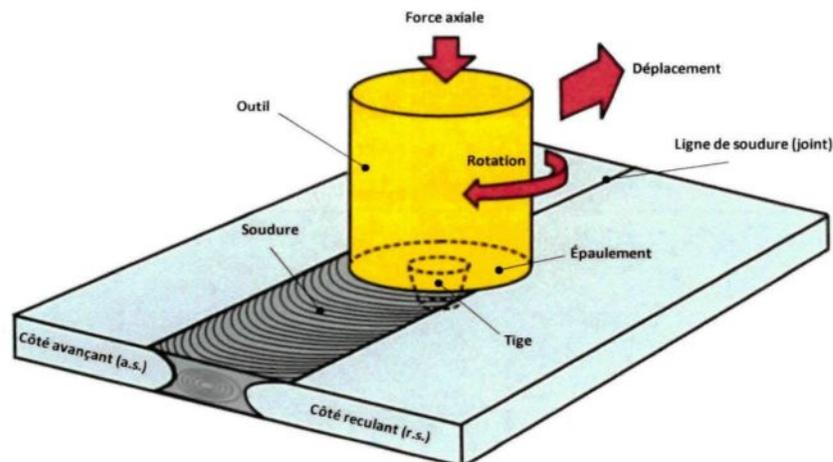


Figure 1 - Représentation schématique des plaques et de l'outil de soudage

Le soudage s'effectue en trois étapes distinctes. La première étape consiste à plonger lentement l'outil rotatif dans le matériau jusqu'à ce que l'épaulement soit appuyé sur la surface. La deuxième étape consiste à faire la soudure elle-même. L'outil, toujours en

rotation, se déplace le long de la ligne de soudure à une vitesse d'avance constante. Finalement, lors de la troisième étape, l'outil en rotation est retiré de la pièce.

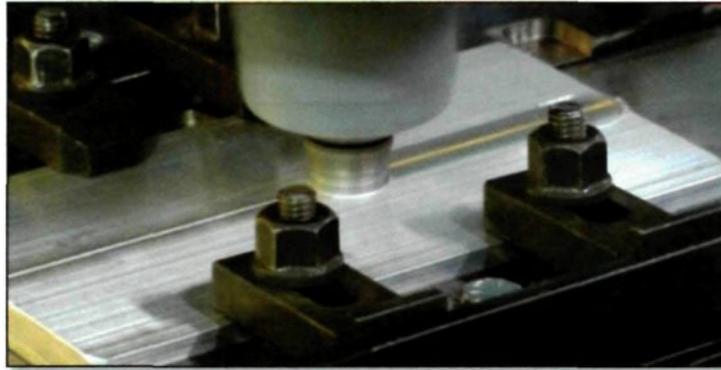


Figure 2 - Procédé de soudage sur le banc d'essai

Un côté avançant (c.a.) « advancing side » et un côté reculant (c.r.) « retreating side » peuvent être observés au joint de soudure dû à la rotation et la translation de l'outil (voir figure 1). En effet, du côté avançant, la vitesse tangentielle induite par la rotation de l'outil est dans le même sens que la vitesse de translation de ce dernier, on parle alors de travail en avalant tandis que pour le côté reculant, les deux vitesses (tangentielle et longitudinale) sont opposées, on parle alors de travail en opposition. Cela provoque une asymétrie dans l'écoulement du matériau qui influence la microstructure et généralement les propriétés mécaniques de ce dernier. Une analyse métallographique permet d'observer facilement cette asymétrie comme le présente la figure 3.



Figure 3 - Métallographie démontrant l'asymétrie entre le côté avançant et le côté reculant

En plus de ne nécessiter aucun métal d'apport et de ne pas chauffer le matériau à une température supérieure au point de fusion, le soudage par friction malaxage comporte beaucoup d'avantages. Selon The Welding Institute (TWI) [3], ce procédé:

- permet d'éviter les problèmes d'ordre métallurgique encourus avec le soudage traditionnel (porosités, fissurations, surfusion, coalescence des grains, etc.);
- offre une possibilité d'améliorer les propriétés mécaniques des soudures;
- permet de réaliser des soudures dans diverses positions (horizontale, verticale, etc.);
- diminue la zone affectée thermiquement;
- élimine la production de fumée toxique;
- élimine les risques de « flash » (arc brillant produit lors du soudage à l'arc) ce qui facilite le travail des utilisateurs;
- permet de réaliser plusieurs soudures avec les mêmes outils car les outils ont une durée de vie supérieure à ceux utilisés avec des méthodes dites traditionnelles;
- est facile à opérer sur une machine à commande numérique, nécessite moins de personnel technique que les procédés fortement automatisés;

- permet d'obtenir une soudure de belle apparence comparativement aux autres techniques de soudage;
- réduit fortement l'impact sur l'environnement étant donné qu'aucun métal d'apport n'est utilisé et qu'aucune fumée toxique n'est dégagée. Il s'agit aussi d'un procédé moins énergivore;
- génère peu de distorsion pour des pièces longues et de faibles épaisseurs (figure 4);

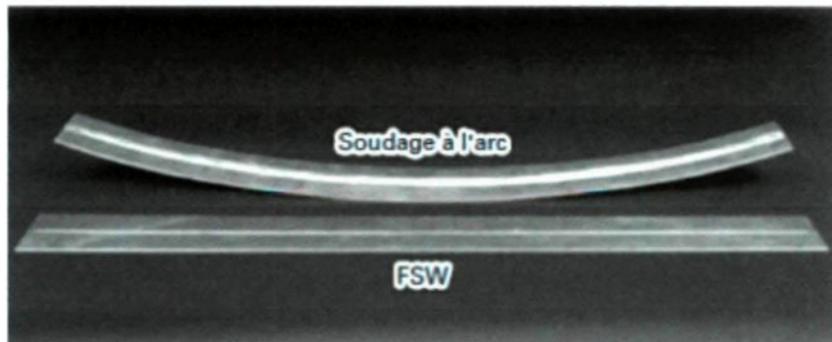


Figure 4 – Effet de distorsion entre le soudage à l'arc et le SFM [4]

Toutefois, il existe aussi des désavantages [5]:

- la fin de la soudure est marquée par la présence d'un trou;
- une force axiale très élevée doit être appliquée sur l'outil (peut atteindre plusieurs dizaines de kN, selon le matériau et l'épaisseur du matériau soudé);
- la pièce doit être retenue solidement lors du soudage;
- le procédé est moins flexible que le soudage à l'arc (difficulté avec les trajectoires complexes non-linéaires);

- le procédé peut être moins rapide que les soudages par fusion pour les installations industrielles quoiqu'il ne nécessite qu'une seule passe même pour les fortes épaisseurs de matériau à souder.

Certains défauts peuvent cependant être éliminés. Par exemple, tel que démontré à la figure 5, l'extrémité des plaques peut être coupée et cette action, combinée à un usinage en surface, donne l'apparence d'une pièce unique non soudée.

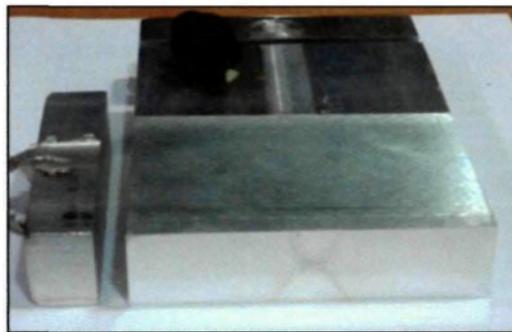


Figure 5 - Plaques soudées après le retrait des extrémités et un usinage de surface

Problématique

Dans une soudure, la zone la moins dure et la moins résistante à la traction monotone est souvent la zone affectée thermiquement (ZAT) définie comme la zone où la microstructure est transformée par une élévation de température pouvant provoquer une augmentation de la taille des grains, une altération de l'état de précipitation ou un survieillissement ce qui influence les propriétés mécaniques des soudures. Les différentes

techniques de soudage tentent le plus possible d'atténuer l'effet de cette zone afin que le matériau conserve ses propriétés de base.

Cependant, l'optimisation des paramètres de soudage passe par la compréhension des mécanismes physiques impliqués dans le procédé qui dépendent principalement de l'outil et des paramètres de soudage. Quoiqu'il existe plusieurs publications sur ce sujet, aucune d'entre elles ne définit clairement les profils de température, d'écoulement, de contrainte, de déformation et de « malaxage » requis pour obtenir une soudure adéquate ou de qualité supérieure. Plusieurs modèles mathématiques ont été proposés pour étudier les mécanismes physiques du soudage. Cependant, la plupart de ces modèles ne peuvent pas prendre en compte les contraintes thermiques et mécaniques des instants précédents. L'une des difficultés principales dans l'étude des mécanismes physiques et de la modélisation mathématique réside dans le fait que les propriétés des matériaux évoluent pendant le soudage et que la connaissance des lois de comportement dans ces conditions est limitée. De plus, les grandes déformations produites lors du soudage nous limitent dans le choix des méthodes de résolution numérique pouvant être utilisées.

Objectifs du projet

L'objectif principal du projet est de mieux comprendre le comportement des matériaux et des mécanismes physiques lors du soudage par friction malaxage en utilisant la méthode numérique « *Smoothed Particle Hydrodynamics* » (SPH). Puisqu'il s'agit d'une méthode

sans maillage qui utilise des particules et qui peut conserver l'historique de celles-ci, c'est une méthode efficace pour traiter les cas avec de grandes déformations; il est possible de suivre l'évolution des propriétés du matériau en fonction de la température et des contraintes auxquelles il a été soumis.

Pour atteindre cet objectif, il est nécessaire d'élaborer l'interface numérique servant à la résolution par la méthode SPH et d'analyser son efficacité pour un tel procédé. Le présent projet de maîtrise consiste donc à étudier la faisabilité de cette méthode et, si possible, à créer un modèle de base pouvant être amélioré pour les projets futurs.

Parallèlement à l'élaboration du modèle SPH, des essais expérimentaux sont requis afin de comparer et de valider les données numériques obtenues à l'aide des simulations du modèle en question. Une meilleure compréhension des mécanismes physiques permettra ensuite d'améliorer les paramètres de soudage qui offriront des soudures de qualité en fonction des cinq paramètres suivants :

- vitesses de soudage (rotation et avance);
- épaisseur des plaques soudées;
- matériau des plaques soudées;
- géométrie de l'outil;
- configuration de soudage (bout à bout ou par recouvrement).

À cet égard, un banc d'essai doit être développé et instrumenté. La mise en place de ce banc d'essai comprenant le choix des équipements de mesure, des appareils d'acquisition et de transmission de données sont des sous-objectifs à atteindre. Sans ces dispositifs, il est impossible de réaliser le projet dans sa totalité et d'ouvrir la porte à de futurs projets sur le soudage par friction malaxage.

CHAPITRE 1

REVUE BIBLIOGRAPHIQUE

Pour étudier les mécanismes physiques présents lors du soudage par friction malaxage, il requiert de bien les identifier et de les comprendre. Il est aussi important de bien appréhender l'effet des paramètres de soudage pouvant être contrôlés par les utilisateurs. Pour y arriver, une revue de littérature a été réalisée à partir des nombreuses publications divulguées au cours des deux dernières décennies concernant les modélisations numériques et les essais expérimentaux en rapport avec le SFM.

La première partie du chapitre vise donc à mettre en avant plan les paramètres de soudage tels que les outils, les équipements et les multiples autres variables contrôlables par l'utilisateur lors du SFM. Par la suite, les effets de ces paramètres sur le mécanisme d'écoulement du matériau, la distribution de la température et la microstructure des soudures sont décrits à partir des conclusions tirées par les chercheurs dans ce domaine. Il s'agit d'ailleurs de la deuxième portion de ce chapitre.

La troisième section est, quant à elle, consacrée à l'étude des nombreux modèles mathématiques servant à représenter le plus fidèlement possible le comportement des matériaux soumis à de hautes températures et à de grandes déformations. Ainsi, des modèles de comportement viscoplastiques et élasto-plastiques, des modèles de génération

de chaleur, des modèles de viscosité et des modèles empiriques de friction en lien avec les phénomènes observés durant le SFM font parties intégrantes de cette section afin de déterminer les avantages et inconvénients de chacun.

Finalement, le chapitre 1 est complété par une revue littéraire des méthodes le plus couramment employées pour modéliser numériquement le soudage par friction malaxage que ce soit selon des méthodes avec ou sans maillage. La méthode « *Smoothed Particle Hydrodynamics* » y est spécialement présentée afin d'introduire le prochain chapitre.

1.1 Paramètres du soudage par friction malaxage

Le procédé de soudage par friction malaxage est très différent des procédés de soudage conventionnels étant donné qu'aucun métal d'apport et qu'aucune source de chaleur externe ne sont utilisés. Il nécessite toutefois des équipements plus imposants que le soudage à l'arc ou au plasma et autant de précision au niveau du contrôle de ses paramètres. En effet, ceux-ci varient selon l'épaisseur, le type de matériau et le type de soudure à réaliser. Les quatre principaux paramètres de soudage sont :

- la géométrie de l'outil;
- la vitesse de rotation de l'outil;
- la vitesse d'avance de l'outil
- la position de l'outil.

Évidemment, ces paramètres varient selon plusieurs facteurs. Il est donc nécessaire de bien comprendre leurs effets pour obtenir une soudure de qualité.

1.1.1 Outils de soudage

L'outil de soudage est sans doute l'élément le plus déterminant du procédé de soudage par friction malaxage. Il influence directement le malaxage et les déformations produites dans le matériau pendant le procédé. Au moment de son invention, l'outil consistait à un épaulement superposant une tige cylindrique lisse. Ainsi, comme il s'agit d'une géométrie simple et facile à représenter dans un modèle numérique, la plupart des simulations réalisées utilisent ce type d'outil.

Cependant, plusieurs utilisateurs ont inventé et breveté des outils avec des géométries différentes afin d'améliorer la résistance de la soudure, de souder différents matériaux, des composantes de différentes épaisseurs ou dans différentes configurations géométriques. Ainsi sont apparues les tiges avec nervures hélicoïdales, des géométries de sections variables, des épaulements nervurés et concaves, sans oublier les profils à deux et même trois gorges (voir figures 1.1 et 1.2).



Figure 1.1- Type classique d'outil du TWI [4]

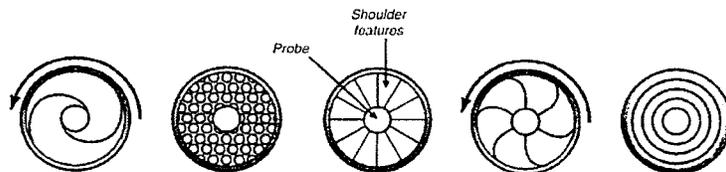


Figure 1.2 - Différentes géométries d'épaulement [6]

Évidemment, la géométrie et le matériau de l'outil utilisé pour le soudage dépendent du type de la soudure à exécuter. La tige pénétrante doit avoir une longueur similaire à l'épaisseur de la pièce à souder. Elle doit être ni trop courte ni excéder l'épaisseur de la pièce. De plus, le sens des filets, lorsqu'ils sont présents, doit permettre un écoulement du matériau vers le bas afin d'éviter l'apparition d'un vide sous la tige (« worm hole »). Quant à l'épaulement, il doit entrer en contact avec la surface de la pièce afin de provoquer un frottement suffisant pour entraîner le matériau (malaxage), d'assurer la bonne pénétration de la tige et de bloquer les reflux du matériau soudé vers le haut. L'épaulement est souvent de forme concave pour éviter les débordements de matériau de part et d'autre de l'outil.

De plus, en raison du frottement provoqué par cet épaulement, le matériau de l'outil doit être plus résistant à haute température que le matériau soudé. Par exemple, pour souder de l'aluminium, les outils sont généralement fabriqués en acier dur comme le 4340.

Pour étudier l'effet de la géométrie des outils, Padmanaban et Balasubramanian [7] ont soudé un alliage de magnésium (AZ31B) à l'aide de cinq profils de tige, trois profils d'épaulement ainsi que cinq matériaux différents (acier doux, acier inoxydable, acier de

blindage, acier à haute teneur en carbone et acier rapide). La vitesse de rotation, la vitesse d'avance et la force axiale sont demeurées les mêmes pour chaque essai réalisé.

Les auteurs conclurent que la tige taraudée cylindrique est la plus efficace. Les soudures n'avaient aucun défaut et l'apparition de grains plus fins dans la zone dynamiquement recristallisée s'est répercuté par l'amélioration de la dureté et des propriétés en traction. En ce qui concerne l'épaulement, celui offrant un rapport de diamètre de trois (diamètre épaulement / diamètre de la tige) s'est avéré le meilleur choix puisque la chaleur générée était ni trop grande ni trop faible. Les grains obtenus dans la zone soudée étaient donc plus fins et les propriétés de traction tout comme la dureté des soudures étaient supérieures. Finalement, l'outil fabriqué à partir d'acier à haute teneur en carbone a offert les meilleurs résultats. Toutefois, toutes ces conclusions découlent des soudures réalisées avec l'alliage de magnésium. Les résultats pourraient être très différents pour l'aluminium Al6061-T6 qui est plus dur.

1.1.2 Équipements

Tous les appareils dotés d'un mandrin rotatif pourraient servir à faire du soudage par friction malaxage. Il requiert toutefois que celui-ci puisse fournir une force axiale assez importante pour réussir les soudures. Même si ce paramètre est rarement contrôlé, l'appareil doit être en mesure d'insérer l'outil dans le métal et de maintenir sa position. Ainsi, les machines d'usinage à commande numérique et les robots industriels sont aussi efficaces que les véritables machines conçues strictement pour ce procédé tel que le

« *ESAB SuperStir machine* » utilisé par « *The Welding Institute* » (TWI) illustré à la figure 1.3.

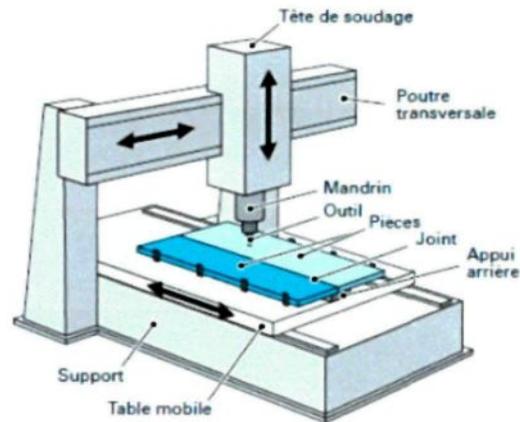


Figure 1.3 - Machine typique pour le soudage par friction malaxage [4]

Cependant, peu importe le type d'appareil utilisé, il est primordial que les pièces à souder soient fixées solidement afin d'éviter les déplacements et de minimiser les déformations de celles-ci causés par les forces importantes du mandrin et des réactions aux appuis. Certaines machines utilisent un système de maintien par vacuum alors que la plupart des autres utilisent un système mécanique ou hydraulique.

1.1.3 Autres paramètres

La vitesse de rotation, la vitesse d'avance, l'angle d'inclinaison entre l'épaulement et la surface du matériau (entre 0° et 3°) et la pression axiale sont les autres paramètres de soudage qui peuvent être contrôlés pendant le procédé. La génération de chaleur, les déformations plastiques, le taux de déformation et le niveau de malaxage du matériau sont tous influencés par ces paramètres. Par exemple, en augmentant la vitesse de

rotation et en gardant tous les autres éléments constants, la chaleur générée sera plus élevée en raison du frottement plus intense entre l'outil et les plaques. De surcroît, les températures atteintes seront plus élevées. Le même effet est obtenu si la pression axiale est accentuée ou si la vitesse d'avance diminue. En effet, pour le premier cas, l'augmentation de la pression cause une friction plus importante et par conséquent, plus de chaleur alors que pour le deuxième cas, la source de chaleur demeure plus longtemps au même endroit.

L'effet du rapport entre la vitesse de rotation et la vitesse d'avance a fait l'objet de plusieurs études aux fils des années. Ulysse [8] a d'ailleurs étudié le profil de température et les forces exercées sur la tige en fonction des vitesses à partir d'un modèle 3D réalisé par éléments finis. Ses conclusions démontrent que les forces subies par la tige sont plus importantes lorsque la vitesse de rotation est faible alors qu'elles sont beaucoup plus faibles pour une vitesse de rotation élevée. Quant au modèle numérique de Zhang et coll. [9], il a permis de tirer certaines conclusions sur l'écoulement du matériau. Pour n'en citer qu'une : « L'écoulement du matériau en avant de la tige sur le côté reculant est plus rapide que l'écoulement du matériau en arrière de la tige sur ce même côté ». La figure 1.4 illustre ces propos.

Également, dans l'optique de trouver le rapport de vitesses optimal avec une prédiction assez précise du profil de température, L. St-Georges et coll. [10] ont utilisé un modèle fluide (CFD) pour simuler cinq cas de soudage avec de l'aluminium Al6061-T6. D'après les résultats obtenus, la corrélation entre la vitesse d'avance et la vitesse de

rotation n'est pas linéaire en raison des pertes thermiques comme le démontre la figure 1.5. Sur cette figure, les vitesses optimales de soudage sont présentées.

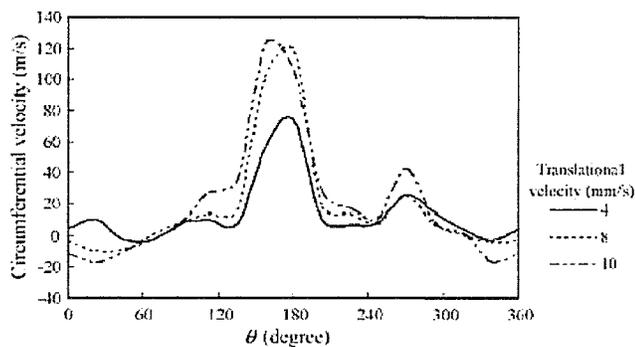


Figure 1.4 - Distribution de vitesses tangentielles autour de la tige sous différentes vitesses de translation

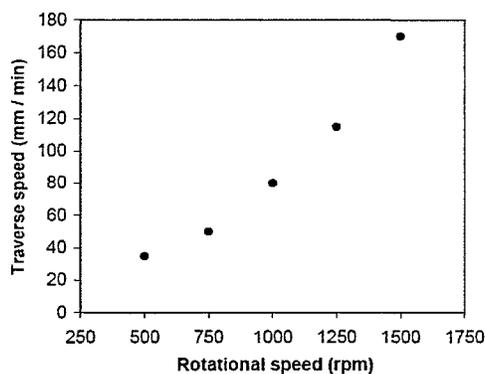


Figure 1.5 - Prédiction de la vitesse d'avance optimale selon la vitesse de rotation [10]

En ce qui concerne les forces appliquées sur l'outil lors du soudage, plusieurs rapports scientifiques faisant part d'essais expérimentaux et de résultats de modèles numériques ont été publiés. Selon Atharifar et coll. [11], la force axiale maximale à laquelle le matériau peut être contraint est de 20 000 N pour une plaque de Al6061-T6 de 6,3 mm d'épaisseur tandis que les valeurs maximales de la force longitudinale et du couple sont respectivement de 6000 N et 150 Nm. Pour ce qui est des plaques d'aluminium AA7075-T6 d'environ 6 mm d'épaisseur, la force axiale requise est située

entre 7 500 et 24 000 N et la force longitudinale entre 1400 et 1500 N d'après les études de Ulysse [8] et Buffa [12].

D'autre part, Atharifar et coll. [11] sont venus à la conclusion que la force longitudinale est grandement affectée par la vitesse d'avance alors que la vitesse de rotation a un impact majeur sur les forces axiales et latérales. Quant à Arora et coll. [13], ils ont démontré que le couple requis diminue lorsque la vitesse de rotation augmente. La vitesse de rotation change donc de manière significative la puissance demandée pour souder les plaques. Par ailleurs, la zone affectée thermo-mécaniquement s'agrandie en même temps et le matériau devient plus déformable avec la hausse de la température.

1.2 Mécanismes physiques du procédé et microstructure

Le procédé de soudage par friction malaxage provoque de grandes déformations plastiques et d'importantes augmentations de température. Il en résulte une évolution de la microstructure du matériau qui influence les propriétés de celui-ci. Il est alors nécessaire de comprendre les changements au niveau des propriétés mécaniques et thermiques du matériau pour optimiser les paramètres de soudage et la résistance des soudures.

Au cours des années, plusieurs chercheurs ont tenté de modéliser mathématiquement les parties thermiques et mécaniques (contrainte et déformation) du procédé de soudage par friction malaxage. Des mesures expérimentales ont été réalisées pour déterminer les

déformations mécaniques et les profils thermiques ont d'ailleurs été obtenus. Un survol de ces recherches est présenté ci-dessous pour les éléments suivants :

- distribution de température;
- écoulement du matériau;
- microstructure.

1.2.1 Distribution et champs de température

Approche expérimentale

L'étude du champ de température lors du soudage par friction malaxage permet de comprendre la partie thermique de ce procédé et de valider les modèles numériques. De plus, il s'agit d'un paramètre pouvant se mesurer de plusieurs manières expérimentales. Par exemple, Rhodes et coll.[14] ont mesuré les températures atteintes lors du soudage dans les différentes zones d'une soudure en étudiant la morphologie et la grosseur des grains. D'autres scientifiques tels que Sato et coll. [15] se sont penchés sur l'évolution de la microstructure en utilisant un microscope électronique à transmission. Ils ont ensuite comparé les résultats avec les simulations d'un cycle thermique subi par une soudure pour déterminer les températures atteintes. De manière plus directe, Tang et coll. [16] ont inséré des thermocouples à différentes profondeurs et différentes distances dans des plaques d'aluminium 6061-T6 pour obtenir un profil de températures assez complet.

Les publications de Zhang [9] ont également permises d'obtenir graphiquement la distribution (courbe) de température le long d'une ligne, en une dimension, dans des plaques d'aluminium 6061-T6. La figure 1.6 illustre les courbes de température tracées à l'aide de données expérimentales. Comme on peut le constater, la température augmente rapidement lors du passage de l'outil pour atteindre 450 °C et diminue presque aussi rapidement jusqu'à une température d'environ 100°C. La courbe présente également le profil de température à des endroits plus éloignés de la soudure. Les distances inscrites sur la figure 1.6 représentent d'ailleurs la distance entre la prise de mesure et le centre du joint de soudure. Il est alors possible de prédire approximativement quelle sera la largeur de la zone affectée thermiquement (ZAT) en regardant seulement les maximums de températures obtenues. Ces approximations sont ensuite confirmées ou affirmées par l'étude de la microstructure de la pièce elle-même.

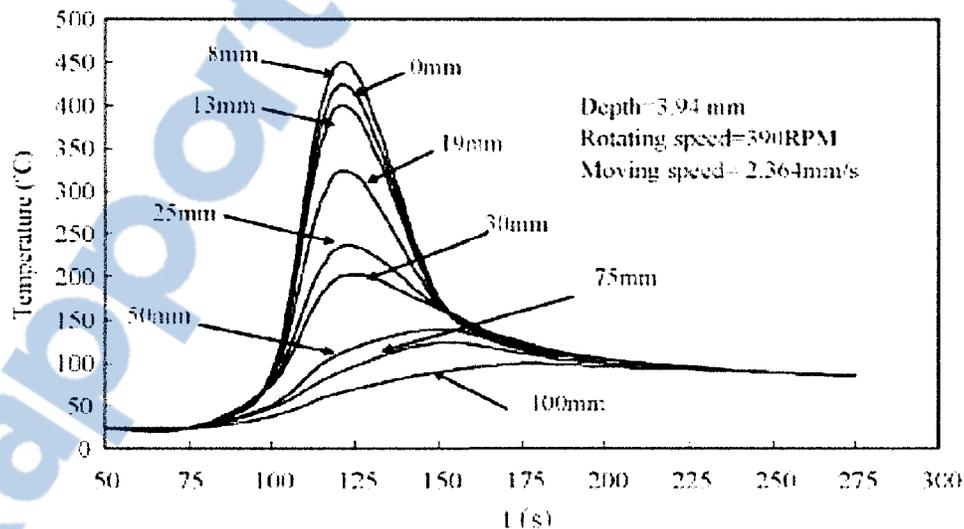


Figure 1.6 – Distribution de la température pour l'aluminium 6061-T6 [9]

Approche numérique

La modélisation thermique du procédé de soudage par friction malaxage à l'aide de méthodes numériques est relativement complexe. Ces méthodes requièrent de solutionner l'équation de conservation de l'énergie en tenant compte des pertes thermiques, de l'évolution des propriétés des matériaux avec la température, de la génération de chaleur provoquée par la friction et par les déformations plastiques. Plusieurs publications sur ce sujet existent mais elles comportent cependant plusieurs hypothèses et de nombreuses limitations.

À cet effet, St-Georges et coll. [17], ont réalisé une étude pour observer les profils thermiques selon plusieurs rapports de vitesses. Ils ont conclu que lorsque le rapport de vitesse (vitesse de rotation/vitesse avance) est élevé, l'écoulement devient plus complexe et la chaleur générée est plus élevée. Pour la matière située près de l'axe de rotation, des révolutions complètes autour de la tige ont pu être observées tandis qu'un peu plus loin de la tige, la matière tourne autour de l'outil partant d'un côté pour et arrête de l'autre côté. Cela contribue de manière significative au mécanisme de malaxage qui prouve que la distribution de la température et le profil d'écoulement sont liés. D'autre part, la vitesse de rotation de l'outil a un effet prédominant sur le profil de température quand le rapport de vitesse est élevé. Après le passage de l'outil, le supplément de malaxage produit par la rotation de l'outil augmente considérablement la contribution de la convection et réduit la température du matériau qui a été traité comme un fluide lors de leurs simulations.

D'autres auteurs n'ont également modélisé que la partie thermique en utilisant à la fois des lois empiriques et des modèles analytiques [13, 18-21]. Pour la plupart, les modèles donnent des profils similaires à ceux obtenus expérimentalement mais ces modèles ne sont pas versatiles puisque plusieurs paramètres doivent être trouvés expérimentalement.

L'une des études numériques la plus prometteuse a été réalisée avec l'approche utilisée par Tartakovsky et coll. [22]. Ceux-ci ont préconisé l'utilisation d'une méthode sans maillage « *Smoothed Particle Hydrodynamics* » (SPH). Il est possible, avec cette méthode, d'obtenir l'historique thermomécanique complet d'une portion du matériau dans la zone de la soudure, simulée par une particule. Toutefois, le modèle a été restreint à deux dimensions, mais le profil de température est associé directement à une particule plutôt qu'à un endroit fixe sur la pièce soudée. En tout, huit simulations de soudage ont été réalisées avec ce modèle. Chaque simulation consistait à souder deux plaques de matériaux différents positionnées bout à bout.

1.2.2 Écoulement du matériau

La dynamique du procédé fait en sorte que le matériau se déplace lors du passage de l'outil. L'augmentation de la température (légèrement en dessous du point de fusion) amollie le matériau ce qui permet de le déformer plus facilement et de le comparer à un fluide visqueux qui s'écoule autour d'un cylindre en rotation. Cet écoulement est

entièrement lié à la géométrie de l'outil ce qui rend très difficile la généralisation de ce mécanisme.

Approche expérimentale

Il est très difficile, voire même impossible, de suivre parfaitement l'écoulement de la matière de manière expérimentale lors du soudage. Cependant, il existe des techniques qui permettent de vérifier qualitativement le niveau de malaxage du matériau, en comparant l'état de la matière avant et après soudage, et de faire certaines déductions. L'une de ces techniques est la méthode du traceur qui consiste à utiliser un matériau différent de celui soudé et de l'insérer entre les deux plaques qui seront soudées. Des feuilles de cuivre, des grenailles d'acier de faible dimension, des alliages Al-SiCP d'aluminium composites et des fils de tungstène ont été utilisés pour suivre l'écoulement au cours du soudage par friction malaxage de pièces d'aluminium.

Reynolds, Guerra, Colligan, London et coll. [6] ont utilisé ces techniques de traçage pour étudier l'écoulement du matériau pendant le SFM. Des remarques intéressantes ont été faites sur plusieurs aspects, mais la plupart des auteurs ont conclu que l'écoulement n'est pas symétrique. Tout d'abord, pour toutes les soudures, des profils d'écoulement similaires ont été observés. Dans cette étude, la majorité du marqueur inséré dans le matériau (5454Al-H32) s'est déplacé vers une position finale située derrière sa position initiale et seulement une petite quantité de ce marqueur s'est retrouvé à une position finale située devant sa position d'origine. De plus, étant donnée la rotation de la tige

filetée, le matériau suit une trajectoire différente selon sa position initiale. Certains auteurs [6] ont même remarqué qu'une interface bien définie est perceptible entre le côté avançant et le côté reculant et qu'il n'y a pas vraiment de mélange de matériau à travers cette interface, du moins, pas au niveau macroscopique. Cela démontre que le matériau n'est pas toujours parfaitement mélangé sur toute l'épaisseur des plaques. La partie supérieure des plaques semble, quant à elle, bien mélangée puisque l'écoulement est influencé majoritairement par l'épaulement (il provoque un écoulement du matériau d'un côté à l'autre) tandis que l'écoulement de la partie inférieure se fait beaucoup plus verticalement (de haut en bas ou de bas en haut) en raison des filets de la tige.

Liechty et coll. [23] ont également fait les mêmes remarques en soudant de la pâte à modeler qui offraient des profils d'écoulement qualitativement similaires au soudage de métaux. Plusieurs essais avec des vitesses de rotation différentes ont été réalisés et leurs conclusions ont été les suivantes :

- pour des vitesses de rotation élevées, la matière tourne plusieurs fois autour de l'outil et se fait également transporter par celui-ci. Un mouvement vertical significatif est aussi observé;
- pour de basses vitesses de rotation et d'avance, un faible mélange de matière est observé à l'échelle macroscopique.

Approche numérique

Plusieurs scientifiques représentent l'écoulement du solide par un fluide visqueux. À partir de cette hypothèse, l'écoulement du matériau est influencé par l'effet de trois types d'écoulement connus en mécanique des fluides. En premier lieu, à proximité de l'outil, une certaine quantité de matière tourne autour de celui-ci. Ce mouvement est provoqué par la rotation de l'outil ainsi que le frottement entre ce dernier et la pièce à souder. Il s'agit d'un écoulement rotatif. En second lieu, la rotation de la tige filetée provoque un vortex. Le matériau près de la tige est dirigé vers le bas et un peu plus loin de celle-ci, la matière remonte vers le haut. En dernier lieu, la vitesse longitudinale relative des plaques par rapport à l'outil produit un champ d'écoulement autour d'un cylindre. L'écoulement plastique du matériau est donc influencé par l'ensemble de ces trois champs de vitesse pris en compte simultanément. Ces trois types d'écoulement sont schématisés à la figure 1.7.

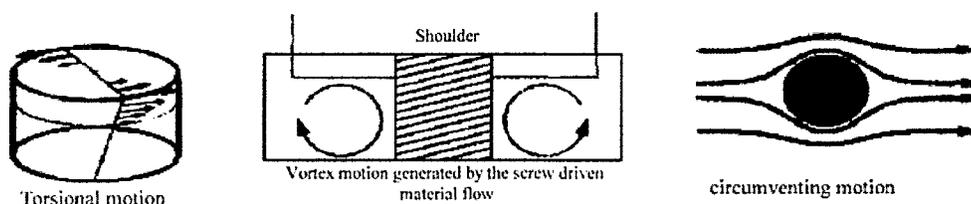


Figure 1.7 - Représentation schématique des trois types d'écoulement [24]

Évidemment, beaucoup d'auteurs ont tenté de modéliser l'écoulement lors du soudage par friction malaxage à partir des équations de la mécanique des fluides représentant les trois écoulements de la figure 1.7. C'est-ce qui a été fait par Heurtier [24] et St-Georges [17]. Cette dernière a d'ailleurs conclu que la vitesse tangentielle autour de l'outil est similaire à un vortex de Rankine. Quant à Heurtier, il a obtenu deux

trajectoires qu'auraient pu suivre la matière dans la zone dynamiquement déformée soient, celles près de l'outil et celles loin de l'outil telles que montré à la figure 1.8.

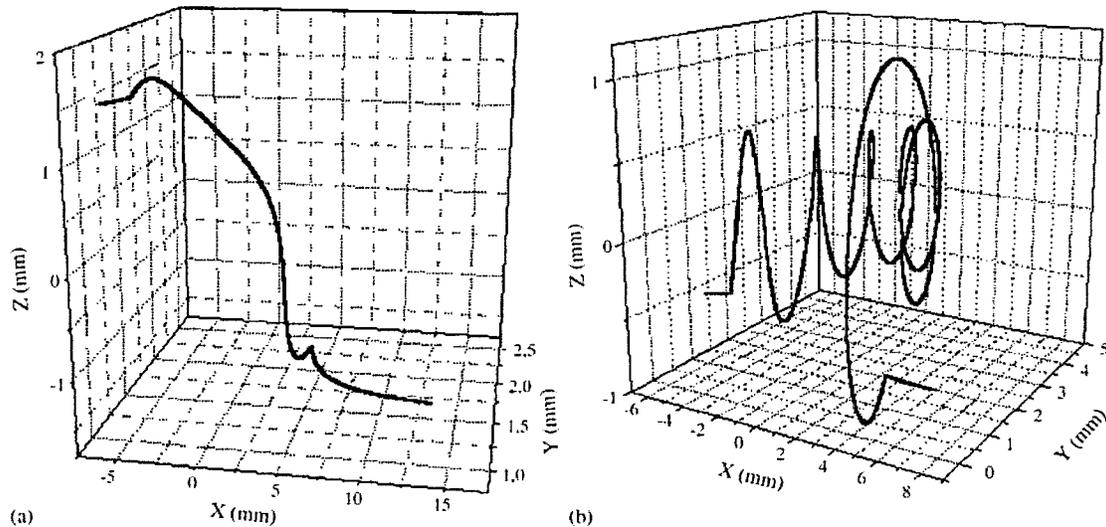


Figure 1.8 – Trajectoire d'un amas de matière lors du soudage selon Heurthier

Des modèles par éléments finis utilisant le logiciel COMSOL ont aussi été réalisés pour simuler l'écoulement du matériau. Schmidt et Hattel [25] se sont servis d'un modèle « pseudo-frictional flow » couplé à un modèle « thermal-pseudo mechanical » pour réaliser leurs simulations. Leurs modèles utilisent les équations de Navier-Stokes, les équations de continuité et de la conservation de l'énergie. Ils ont conclu que l'écoulement provoqué par une tige filetée est caractérisé par un déplacement vertical de la matière qui est beaucoup moins important que prévu, car l'écoulement rotatif est dominant.

Finalement, plusieurs autres études ont été réalisées pour étudier l'écoulement du matériau [9], [21], [26], [27-31], mais aucune d'entre elles ne définit précisément de critères requis pour les mécanismes physiques offrant une soudure de qualité. De plus,

l'usage de modèles analytiques associés à la mécanique des fluides ne permet pas parfaitement de tenir compte des différentes géométries d'outil.

1.2.3 Microstructure

Les multiples études concernant la métallurgie démontrent que les propriétés du matériau varient en fonction de l'historique de température auquel il a été soumis. En effet, le matériau cherche toujours à minimiser son énergie interne ce qui le force à réduire la taille de ses grains lorsqu'il subit une déformation, une hausse de température ou les deux.

Pour un temps de chauffage relativement court, les propriétés du matériau demeurent semblables (hormis la résistivité électrique) puisque celui-ci ne fait que réaligner ses dislocations. L'énergie interne du système est minimisée lors de cette étape appelée polygonisation. Cependant, lorsque la température devient supérieure à celle requise pour la polygonisation, un second phénomène se produit : la recristallisation. À ce niveau, de nouveaux joints de grains apparaissent progressivement jusqu'à l'obtention de nouveaux grains. Si la recristallisation est minime, les propriétés mécaniques demeurent presque identiques. Toutefois, celles-ci diminuent rapidement si le temps de maintien à haute température est suffisant pour permettre la croissance des grains.

Ces deux phénomènes sont présents dans la zone dynamiquement déformée, aussi appelée « nugget », lors du soudage par friction malaxage, puisque le matériau est soumis à de grandes déformations à haute température. Par contre, la recristallisation n'est pas

complète et aucune croissance de grain n'a lieu. Il faut aussi préciser que, dans ce cas-ci, le terme recristallisation ne fait pas allusion à la présence d'une phase liquide dans le matériau car celui-ci demeure toujours en phase solide pendant le procédé de SFM. Finalement, dans cette zone recristallisée, une amélioration locale des propriétés du matériau est observée et celles-ci peuvent parfois être semblables à celle du matériau de base (la microstructure demeure néanmoins différente).

Au delà de cette zone, il y a la zone affectée thermiquement « ZAT » qui est produite par une élévation des températures mais sans aucune déformation. Au delà d'une certaine température, la microstructure en est affectée. Bien que la structure des grains soit semblable à celle du matériau de base, l'état de précipitation est très différent. Cette modification amène une baisse des propriétés mécaniques (dureté et résistance) qui n'est pas souhaitable. C'est pour cette raison que les études cherchent à minimiser l'apport de chaleur au matériau afin de diminuer le volume de matière affecté thermiquement. En bref, plus l'intrant de chaleur est minime, plus le matériau conserve ses propriétés de base. Ainsi, il est primordial de porter attention sur la distribution de la température et les changements microstructuraux dans le matériau pour comprendre ce mécanisme.

Plusieurs études de microstructures [7, 15, 24, 29, 32, 33] ont été réalisées afin de visualiser les effets thermiques et mécaniques produits lors du procédé. À partir d'une coupe transversale d'une soudure et d'une visualisation macroscopique et/ou microscopique, il est possible de distinguer les trois zones caractéristiques du soudage par friction malaxage en plus du matériau de base. Ces zones sont présentées à la figure 1.9.

- **BASE** : Matériau de base non affecté par la soudure;
- **ZAT** : Zone affectée thermiquement. Cette zone subit une élévation de température en ne subissant aucune déformation mécanique;
- **ZATM** : Zone affectée thermomécaniquement. Le matériau dans cette zone subit des déformations mécaniques en plus d'une élévation de température;
- **NOYAU**: Zone déformée et dynamiquement recristallisée, communément appelée par son nom anglais « nugget ». Dans cette zone, la matière est déplacée par le passage de l'outil. C'est la zone qui subit de fortes déformations à haute température (ce qui lui confère des grains entièrement nouveaux et plus petits tel qu'illustré sur la figure 1.10C).

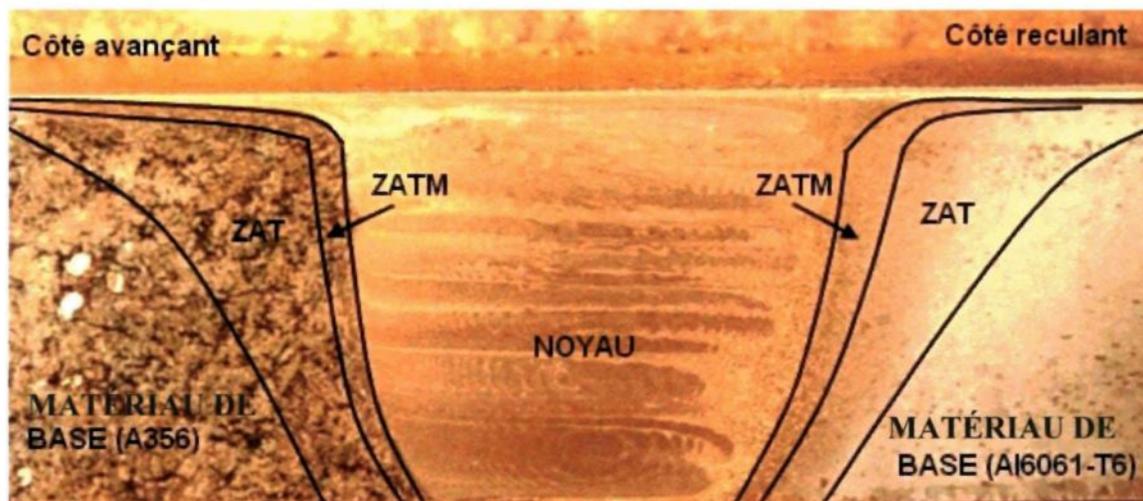
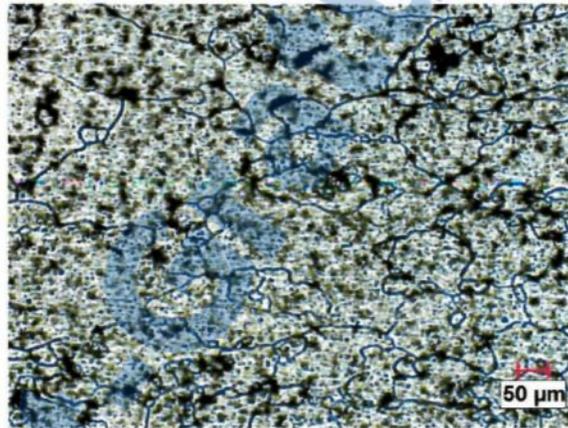


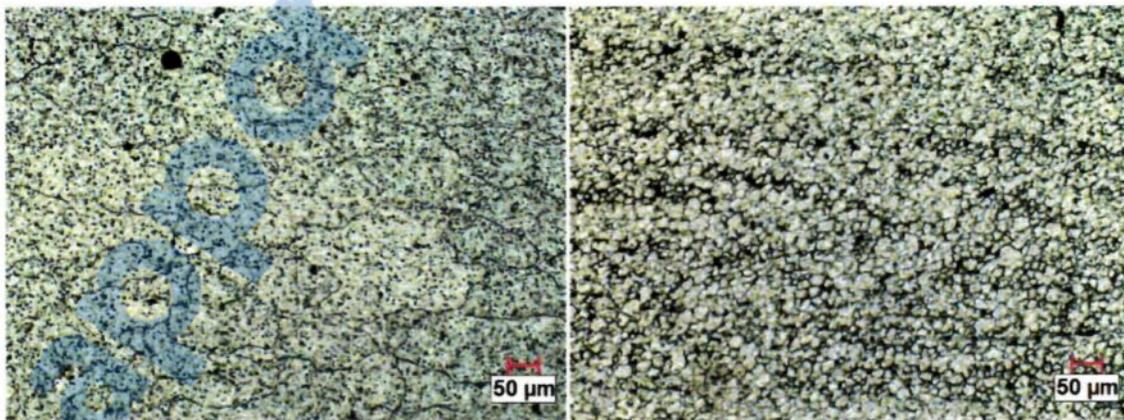
Figure 1.9 - Coupe transversale d'une soudure asymétrique de 6,35 mm représentant les zones typiques du soudage

Les figures 1.10 et 1.11 montrent la différence de la taille des grains entre le matériau de base, la ZAT, la ZATM et la zone dynamiquement recristallisée pour les alliages d'aluminium Al6061-T6 et A356. Puisque la zone dynamiquement recristallisée subit de grandes déformations mécaniques et une montée en température, de nouveaux

grains plus fins apparaissent, tel que décrit précédemment. Quant à la ZAT, les grains sont relativement similaires à ceux de la base alors qu'en s'approchant de la ZATM, les grains deviennent plus petits et orientés verticalement en raison des contraintes subies par le matériau. De plus, la présence de silicium dans l'A356 permet de voir clairement l'effet de l'outil. Dans le matériau de base, cet élément est situé aux joints de grains de façon allongé et rectangulaire tandis que dans le noyau, les amas de silicium sont cassés en amas plus fins sans orientation particulière et répartis uniformément.



A) Matériau de base



B) zone affectée thermiquement

C) Noyau

Figure 1.10 - Microstructure de l'aluminium Al6061-T6 après soudage par friction malaxage

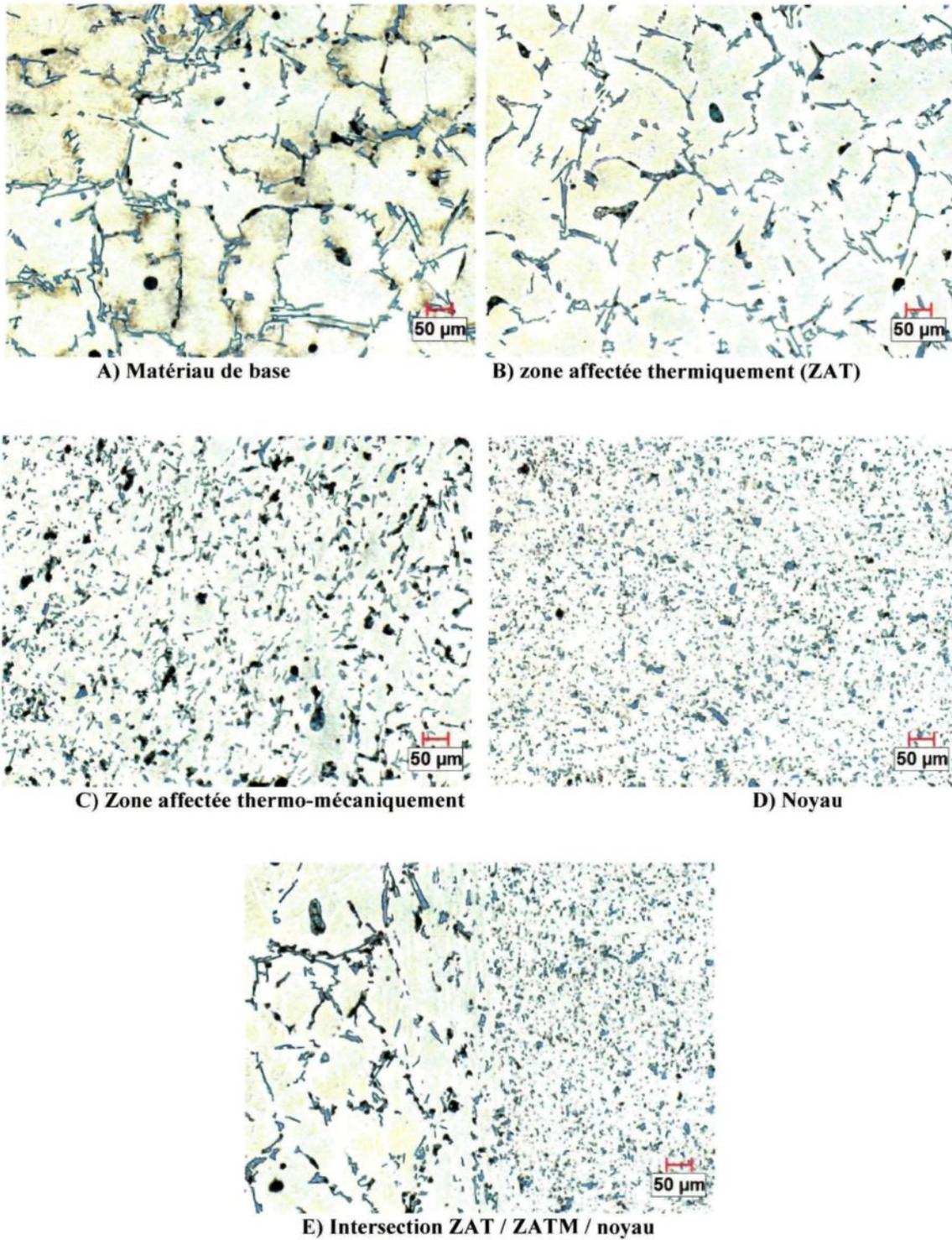


Figure 1.11 - Microstructure de l'aluminium A356 après soudage par friction malaxage

En égard à ce qui précède, des études ont été réalisées afin d'obtenir un profil de microdureté sur une droite perpendiculaire à la soudure. Les profils de microdureté obtenus expérimentalement démontrent qu'il y a une légère dissymétrie entre le côté avançant et le côté reculant tel qu'illustré sur la figure 1.12. En effet, puisque la vitesse de rotation de l'outil s'oppose à la vitesse d'avance des plaques sur le côté avançant, les déformations sont plus élevées. Ainsi, la taille des grains diffère d'un côté à l'autre ce qui provoque cette dissymétrie. À l'exception de cette différence, le reste du profil est presque parfaitement symétrique de chaque côté selon les essais expérimentaux réalisés par Heurtier [24].

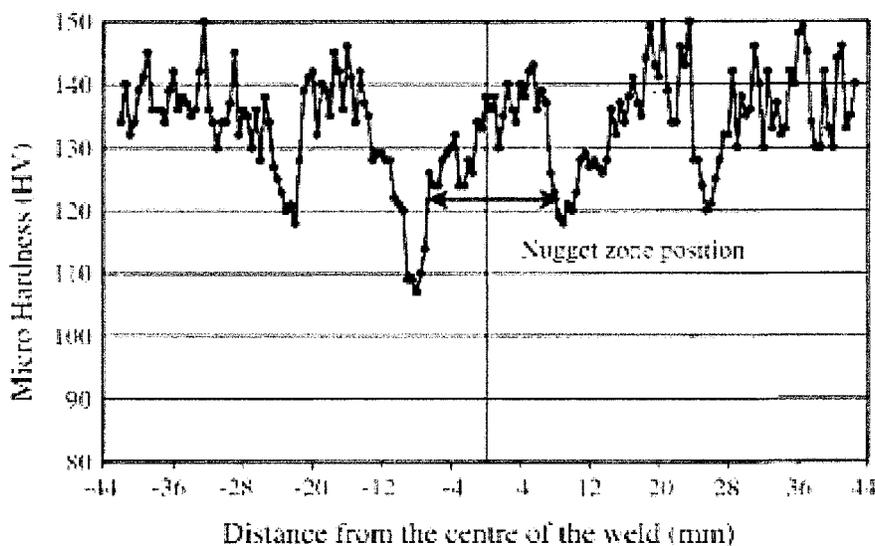


Figure 1.12 –Profil de dureté mesuré expérimentalement pour un rapport de vitesse (rotation/translation) de 1,33 [24].

1.3 Modélisation mathématique

Des modèles numériques ont été conçus dans le but d'étudier les mécanismes physiques du soudage par friction malaxage, difficilement mesurables ou nécessitant

beaucoup trop d'essais et de ressources en laboratoire. Ces modèles sont, pour la plupart, résolus par la méthode des éléments finis (MEF), mais quelques uns utilisent des techniques moins conventionnelles comme la modélisation sans maillage.

Les modèles les plus complets résolus à partir de méthodes avec ou sans maillage utilisent les équations de bilan pour déterminer les déformations du matériau ainsi que les profils de température. Afin d'alléger le texte, ces équations ne sont pas présentées ici puisqu'elles font parties du développement mathématique de la méthode « *Smoothed Particle Hydrodynamics* » à la section 2.5 du chapitre 2. Par contre, les lois de comportement répertoriées dans la bibliographie sont décrites dans cette section.

1.3.1 Lois de comportement des matériaux

Tel que décrit précédemment, la majorité des modèles numériques utilisent les équations de bilan pour solutionner les phénomènes observés. Il faut cependant leurs ajouter des lois décrivant le comportement des matériaux pour résoudre les formulations mathématiques. Ainsi, les scientifiques utilisent différentes lois de comportement pour évaluer les contraintes et les déformations produites dans les matériaux et pour représenter la variation de certains paramètres comme le coefficient de friction.

En régime élastique, l'évolution du tenseur de contrainte suit la loi de Hooke. En régime plastique, plusieurs modèles existent. Le choix dépend des hypothèses de l'utilisateur et du matériau étudié. Par exemple, afin de simplifier les équations, de minimiser le temps de calcul ou en raison d'une incapacité du programme à traiter les lois

plus complexes, certains chercheurs utilisent une loi avec un module de Young tangent nul ou constant [26], [34].

Dans les autres cas, des lois viscoplastiques ou élastoplastiques plus complexes ont été utilisées dans la littérature. Le modèle de comportement de Johnson-Cook et celui développé par Sheppard and Wright se retrouvent souvent dans les publications. Ils sont donc présentés ci-dessous. D'autres lois de comportement aussi employées pour le soudage par friction malaxage sont présentées à l'annexe 1 afin d'alléger le texte. Il s'agit du modèle mécanique de threshold et du modèle de Norton-Hoff.

Modèle de Johnson - Cook

Plutôt que d'être basé sur la théorie de la plasticité traditionnelle, le modèle de Johnson-Cook se réfère plutôt aux déformations effectives, à la vitesse de déformation et aux changements de températures. Ces trois paramètres se retrouvent dans l'équation empirique qui représente cette loi de comportement [35] :

$$\sigma_e = (A + B\varepsilon^n) (1 + C \ln(\dot{\varepsilon}_e/\dot{\varepsilon}_0)) (1 - T_{ad}^m) \quad (1)$$

où les variables A , B , C , n et m sont des paramètres du matériau évalués à un taux de déformation de référence $\dot{\varepsilon}_0$ et $T_{ad} = (T - T_\infty)/(T_F - T_\infty)$ représentent la température adimensionnelle tel que T_∞ est la température du milieu ambiant, T_F est la température

de fusion du métal et T la température du matériau au temps t . Les variables ε et $\dot{\varepsilon}_e$ sont respectivement la déformation effective et la vitesse de déformation effective.

Tartakovsky [22] a développé une loi viscoplastique basée sur le modèle de Johnson-Cook pour la représentation du matériau comme un fluide visqueux non-newtonien. Cette loi établit une viscosité effective qui est le rapport entre la contrainte effective et la vitesse de déformation effective:

$$\mu = \frac{\sigma_e}{3\dot{\varepsilon}} = \frac{(A + B\varepsilon^n)(1 + C \ln(\dot{\varepsilon})) (1 - T_{ad}^m)}{3\dot{\varepsilon}} \quad (2)$$

Cette relation a ensuite été adaptée à la formulation SPH :

$$\mu_i = \frac{(A_i + B_i \varepsilon_i^{n_i})(1 + C_i \ln(\dot{\varepsilon}_i + \xi_1)) (1 - T_i)}{3(\dot{\varepsilon}_i + \xi_2)} \quad (3)$$

où i est l'identification de la particule et $\xi_{1,2}$ sont des paramètres de modélisation.

Le modèle viscoplastique de Johnson-Cook est utilisé dans l'étude des déformations non linéaires en raison des trois paramètres dont il dépend. De plus, le fait qu'il soit empirique permet de l'adapter à plusieurs matériaux à partir de données expérimentales. Cependant, ce modèle peut être irréaliste lorsqu'il est utilisé pour un faible taux de déformation à haute température, ce qui n'est évidemment pas le cas du soudage par friction malaxage. Par ailleurs, l'implantation d'une telle loi dans la méthode SPH

occasionne des itérations supplémentaires ce qui augmentent le temps de calcul considérablement.

Modèle de Sheppard and Wright

Sheppard and Wright [36] ont introduit un modèle de comportement viscoplastique pour les métaux soumis à d'important taux de déformation en compression et qui varient avec la température. On le retrouve dans plusieurs publications concernant le SFM [8, 37, 38]. La contrainte effective se calcule en deux étapes soient :

$$\sigma_e = \frac{1}{\alpha} \sinh^{-1} \left(\left(\frac{Z}{A} \right)^{1/n} \right) \quad (4)$$

$$\text{où} \quad Z = \dot{\epsilon}_e \exp \left(\frac{Q}{RT} \right) \quad (5)$$

et R est la constante des gaz parfaits, Q l'énergie d'activation, T la température absolue du métal et α , A , n , sont des constantes du matériau. La variable $\dot{\epsilon}_e$ a la même signification que celle citée précédemment. Quant à Z , il s'agit de la variable de Zener-Holloman qui permet de faire varier la vitesse de déformation en fonction de la température. Il s'agit d'un modèle moins complexe et plus facile à programmer qui pourrait bien s'apprêter à la méthode SPH. La relation de la viscosité effective introduit précédemment est aussi employée afin de déterminer le tenseur de contrainte basé sur l'écoulement d'un fluide visqueux non-newtonien.

Autre lois de viscosité

D'autres lois de viscosité se retrouvent dans la littérature pour le SFM. Il s'agit de la loi de viscosité de Carreau utilisée par Atharifar [11] et d'une loi exponentielle retrouvée dans la publication de Tartakovsky [22].

Selon le premier auteur cité, la présence d'un taux de déformation faible dans la ZATM et d'un taux de déformation très élevé dans le noyau nécessite de revoir les lois de fluides newtoniens et non-newtoniens pour le procédé de SFM. La loi de Carreau qui est décrite par la relation suivante a donc été utilisée:

$$\mu = \mu_{\infty} + (\mu_0 - \mu_{\infty}) \left[1 + \left(\dot{\gamma} \lambda \exp\left(\frac{T_0}{T}\right) \right)^2 \right]^{\frac{m-1}{2}} \quad (6)$$

où λ est la constante de temps, m est l'indice de la loi de puissance pour un fluide non-newtonien, $\dot{\gamma}$ est la vitesse de cisaillement, T_0 est la température de référence tandis que μ_{∞} et μ_0 sont respectivement les viscosités maximale et minimale du fluide.

L'avantage de cette formulation réside dans le choix de son domaine qui peut être contrôlé par l'utilisateur via la viscosité maximale et minimale. Par ailleurs, ce modèle tient compte de la vitesse de déformation du matériau et des changements de températures ce qui lui confère une bonne adaptation avec les divers modèles de comportement viscoplastique. De plus, elle permet de modéliser des fluides newtoniens et non-newtoniens grâce à l'indice de puissance m .

En ce qui concerne la loi de viscosité exponentielle retrouvée dans la publication de Tartakowsky [39], il s'agit d'une loi empirique qui prend la forme suivante :

$$\mu = \mu_0 \exp(-k_T T) \quad (7)$$

tel que μ_0 et k_T sont des constantes du matériau. Elle ne tient compte que de la température en plus de souvent nécessiter des valeurs limites pour éviter des contradictions physiques. Cependant, elle offre l'avantage d'être simple et facile à intégrer dans un code numérique sans trop augmenter le temps de calcul.

1.3.2 Modèles de génération de chaleur

La chaleur générée lors du soudage par friction malaxage provient de plusieurs sources:

- les déformations plastiques dans le matériau;
- la friction entre la tige de l'outil et le matériau;
- la friction entre l'épaulement et la surface du matériau.

Selon plusieurs auteurs dont Heurtier et coll. [24], la friction autour de la tige est négligeable par rapport à celle sous l'épaulement. Dans la plupart des cas, seules les deux sources restantes sont modélisées dans les outils numériques. La nature de la génération de chaleur dans les modèles numériques varie cependant selon le matériau, l'outil et les hypothèses du chercheur qui a étudié le procédé. Par exemple, Schmidt et

Hattel [21] ont conclu que la chaleur provenait à 83% par l'épaulement et à 16% par la tige.

Quoiqu'il en soit, la chaleur générée lors du soudage permet au matériau d'atteindre entre 70 et 90 % de sa température de fusion. Les chercheurs utilisent différentes équations pour représenter ces sources de chaleur dans les modèles numériques, mais elles sont toutes reliées à la friction de l'outil sur les plaques et aux vitesses de soudage. La formule générale souvent utilisée est la suivante :

$$Q_{tot} = (1 - \delta)Q_{collage} + \delta Q_{glissement} \quad (8)$$

où $Q_{collage}$ correspond à l'énergie interne due aux déformations plastiques et $Q_{glissement}$ à la friction de l'outil sur le métal. Quant au coefficient δ , il s'agit d'un facteur de pondération sans dimension qui indique la fraction d'énergie générée par la friction par rapport à l'énergie totale générée. Ce coefficient est expliqué en détail à la section 1.3.3.

Dans plusieurs modèles numériques, l'outil est modélisé par une source de chaleur qui se déplace à la surface des pièces à souder. Cela a pour but de simplifier les modèles. Toutefois, lorsque le système est en régime permanent, des pertes de chaleur se produisent à travers l'outil ce qui fait également de lui un dissipateur de chaleur tout comme les supports des plaques qui agissent similairement à des ailettes de refroidissement. Cette remarque a été amenée par Ricardo Avila [26]. Cependant, son modèle n'a pu coupler l'effet thermique et mécanique du procédé. Il s'est donc résigné à

considérer la partie mécanique seulement. Par contre, l'observation est en soit très intéressante et devrait être implantée dans les prochaines études.

En ce qui concerne les modèles analytiques pour la génération de chaleur au cours du procédé de soudage par friction malaxage, ceux d'Arora et de Hamilton sont présentés ci-dessous puisqu'ils s'adaptent facilement à la méthode SPH. D'autres modèles analytiques trouvés dans la littérature pourraient aussi être intéressants mais nécessiteraient toutefois quelques modifications pour les utiliser via la méthode SPH. Il s'agit des modèles de Schmidt et de Song qui figurent à l'annexe 2.

Modèle analytique d'Arora

Les termes de génération de chaleur du modèle d'Arora et coll. [13] sont basés sur deux sources distinctes soient des déformations plastiques et de l'interaction de l'outil avec les plaques (friction et déformation). La génération de chaleur due à l'interaction de l'outil/matériau (S_m) est d'ailleurs calculée à partir de l'équation suivante:

$$S_m = [(1 - \delta)\eta_d \tau + \delta \mu P_N] (\omega r - U_1 \sin \theta) \frac{A_r}{V} \quad (9)$$

où A_r correspond à la surface où est appliquée le frottement, r la distance radiale à partir de l'axe de rotation de l'outil, V le volume de contrôle contenant la région A_r , τ la limite élastique en cisaillement du matériau, θ l'angle d'inclinaison de l'outil par rapport à la surface des pièces à souder, η_d l'efficacité mécanique (fraction du travail mécanique

convertie en chaleur), P_N la pression normale, μ le coefficient de friction variable et ω la vitesse angulaire de l'outil. En ce qui concerne la variable δ , elle a la même signification que celle citée précédemment et U_1 correspond à la vitesse de translation de l'outil.

Quant à la chaleur produite par les déformations plastiques situées loin de l'interface outil/matériau (S_b), elle est évaluée comme suit en supposant que le matériau se comporte comme un fluide visqueux:

$$S_b = \varepsilon \mu \Phi \quad (10)$$

$$\text{où} \quad \Phi = 2 \sum_{i=1}^3 \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_i} \right)^2 + \left(\frac{\partial u_1}{\partial x_2} + \frac{\partial u_2}{\partial x_1} \right)^2 + \left(\frac{\partial u_1}{\partial x_3} + \frac{\partial u_3}{\partial x_1} \right)^2 + \left(\frac{\partial u_3}{\partial x_2} + \frac{\partial u_2}{\partial x_3} \right)^2 \quad (11)$$

tel que ε est une constante arbitraire et $\mu \Phi$ correspond à la chaleur générée par les forces de dissipation visqueuses pour un fluide ayant une plus faible viscosité que l'aluminium. La constante ε sert donc à pondérer arbitrairement cette génération de chaleur afin qu'elle représente plus adéquatement le comportement du matériau pendant le soudage par friction malaxage.

Modèle analytique de Hamilton

Le modèle présenté par Hamilton et coll. [19] est similaire à celui d'Arora. Il inclut l'effet de la friction à l'interface outil/matériau ainsi que l'énergie dissipée par les

déformations plastiques. Ainsi, la génération de chaleur produite par la tige et l'épaulement est déterminée par ces équations :

$$q_{tige} = \frac{1}{2} [\eta_d (1 - \delta) \tau \omega r_i + \eta_f \delta \mu P_N \omega r_i] \quad (12)$$

$$q_{épaulement} = \frac{(1 - \delta) \eta_d \tau \omega (r_o^2 - r_i^2) + \delta \eta_f \mu P_N \omega (r_o^2 - r_i^2)}{2(r_o - r_i)} \quad (13)$$

où δ est le ratio d'énergie dissipée par la friction sur l'énergie total générée, η_d et η_f sont l'efficacité du transfert de chaleur générée par les déformations (η_d) et par la friction (η_f), τ est la limite élastique en cisaillement (limite égale à $\sigma_y / \sqrt{3}$), ω la vitesse angulaire de l'outil, μ le coefficient de friction, P_N la pression normale, r_o et r_i sont respectivement les rayons extérieurs de l'épaulement et de la tige.

Comme pour les modèles présentés précédemment, le flux de chaleur total est calculé analytiquement et appliqué à l'interface outil/plaque lors du régime permanent. Il est donc impossible de connaître la provenance exacte de la chaleur puisqu'elle est considérée uniforme au dessous de l'épaulement et au pourtour de la tige (excepté pour le modèle d'Arora qui utilise les coefficients de collage δ et de friction μ variables avec la position).

1.3.3 Modèles empiriques des coefficients de glissement et de friction

Variation du coefficient de glissement

La variable δ dans le modèle de Schmidt [21], Arora [13] et Hamilton [19] représente le rapport de la chaleur générée par la friction par rapport à la chaleur totale générée. Sa signification peut cependant varier selon l'auteur. Néanmoins, ce coefficient sans dimension peut prendre une valeur de zéro, correspondant à un glissement sans déformation, ou de 1 lorsqu'il n'y a aucun glissement et seulement des déformations.

Le coefficient δ peut être fixe, prédéterminé à l'aide de données expérimentales ou ajusté selon les interprétations de l'auteur [21]. Dans certains cas, les auteurs ne font pas mention de sa valeur ou de sa variation [19]. Cependant, Arora [13] utilise une équation afin de faire varier ce coefficient (dans une intervalle de 0,2 à 0,8) selon la vitesse de l'outil et la position par rapport à ce dernier. Cette équation empirique est donnée par [40]:

$$\delta = 0.2 + 0.6 \left[1 - \exp \left(-\delta_o \frac{\omega}{\omega_o} \frac{r}{r_o} \right) \right] \quad (14)$$

où r_0 est le rayon extérieur de l'épaulement, r la position radiale par rapport à l'axe de rotation de l'outil, δ_o est une constante associée aux résultats expérimentaux pour une vitesse angulaire ω_o .

Ainsi, des essais expérimentaux sont requis afin de déterminer δ_o rendant difficile l'utilisation de ce modèle. Néanmoins, il a pour avantage de faire varier ce coefficient avec la position (en dessous de l'outil, donnée par rapport à l'axe de rotation) ce qui est plus représentatif car le glissement est plus important au rayon extérieur de l'épaule que près de l'axe de rotation.

Variation du coefficient de friction

Quoique les modèles de génération de chaleur soient assez complets, des erreurs peuvent être introduites par plusieurs sources lors du calcul de la génération de chaleur. Par exemple, tel que décrit par Nandan [38], la valeur du coefficient de friction varie avec la température, la vitesse relative et d'autres facteurs. Ainsi, cette valeur change à mesure que le matériau s'adoucit avec la température et par le fait même, cela influence la vitesse de production de la chaleur. Pour tenir compte de cet effet, les auteurs font varier le coefficient de friction dans les modèles analytiques, mais il n'existe pas de méthode simple pour estimer la variation de ce coefficient avec la température ou la vitesse relative. De plus, la chaleur générée par les déformations plastiques dépend aussi de la limite élastique et de la vitesse de déformation qui sont fonctions de la distance par rapport à l'axe de rotation de l'outil et de la température. Cela rend encore plus difficile la modélisation mathématique de la génération de chaleur.

Les modèles existants essaient de tenir compte de ces effets. Par exemple, selon Arora [13] qui s'est basé sur des travaux concernant la friction entre des barres d'acier, le

coefficient de friction est déterminé à partir de l'équation 15 en tenant compte du pourcentage de glissement δ présenté précédemment.

$$\mu = \mu_o \exp\left(-\delta \frac{\omega r}{\omega_o r_o}\right) \quad (15)$$

où r_o est le rayon de l'épaulement et ω_o la vitesse angulaire de référence associée à δ_o . Quant à μ , il correspond au coefficient de friction et μ_o est la valeur maximale qui peut être atteinte lorsqu'il n'y a aucun glissement entre l'outil et les plaques (friction statique).

Dans les autres modèles présentés, le coefficient de friction ne varie pas [11, 19, 21, 41, 42]. Cependant, certains chercheurs comme Zhang et coll. [9] ont imposé une limite à la loi de frottement de Coulomb. Celle-ci est modifiée de manière à avoir une valeur maximum de contrainte critique de frottement, au-dessus de laquelle la contrainte reste constante et n'est plus égale au produit du coefficient de frottement et de la force normale de contact.

1.4 Méthodes de résolution numérique

La résolution des équations de bilans couplées aux lois de comportement nécessitent l'utilisation de méthodes numériques. De ce fait, selon la complexité du modèle développé et des hypothèses posées, diverses méthodes de résolution sont employées.

1.4.1 Méthode de modélisation avec maillage

Les méthodes avec maillage se divisent en deux grandes catégories à savoir celles qui utilisent l'approche lagrangienne et celles qui utilisent l'approche eulérienne. Chacune d'entre elles comporte des avantages et des inconvénients limitant leur utilisation dans certains domaines. Ces techniques sont présentées ci-dessous de même qu'une approche développée récemment qui associe les deux méthodes de manière intelligente.

Méthodes lagrangiennes

La méthode lagrangienne propose un maillage représentée par des éléments et des nœuds qui se déplacent avec les déformations du domaine tel que représenté à la figure 1.13. Comme le maillage est attaché à des points précis du domaine, cette description permet d'observer les modifications des propriétés (masse, quantité de mouvement, énergie, etc.) d'une particule dans son mouvement. La valeur d'une grandeur physique d'un point précis est donc exprimée à tout instant « t » en fonction de sa position et du temps.

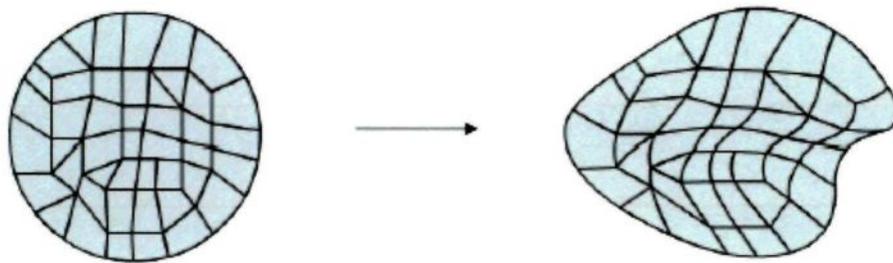


Figure 1.13 – Représentation lagrangienne du domaine [31]

Le référentiel lagrangien se fait aussi appeler description « par trajectoire ». Il est donc très bien adapté à l'étude des trajectoires et aux problèmes associés aux petites déformations. De plus, étant donné que le maillage se déforme avec le matériau, les conditions limites sont facilement respectées avec le mouvement du maillage.

Les méthodes de modélisation selon une description lagrangienne comporte plusieurs avantages. Voici les principaux [43]:

- Étant donné qu'il n'existe aucun terme de convection dans les équations aux dérivées partielles, la programmation est plus simple et plus rapide puisqu'aucun effort de calcul n'est nécessaire pour traiter ce terme;
- Comme le maillage est attaché aux points du domaine, il est facile d'obtenir un historique temporel des variables associées à ces points;
- Le maillage s'adapte aussi bien aux conditions limites qu'au domaine de discrétisation. Ainsi, même si les conditions limites se déplacent librement, sont imposées ou correspondent à une interface matérielle, le maillage est créé automatiquement et les calculs sont réalisés facilement;
- Les géométries irrégulières ou complexes sont traitées efficacement en utilisant un maillage irrégulier;

- Le maillage se fait uniquement sur le domaine du problème. Aucun maillage supplémentaire n'est requis en dehors de ce domaine ce qui en résulte par un temps de calcul moins long.

En raison de tous ces avantages, la description Lagrangienne est largement utilisée dans la méthode des éléments finis (MEF) autant pour la mécanique des solides avec petites déformations que pour la mécanique des fluides.

Cependant, pour les cas associés aux grandes déformations, il se crée une grande distorsion dans le maillage ce qui rend cette méthode inefficace. Le pas de temps devient trop petit et l'exactitude des résultats est grandement affectée. Il faut alors remailler le domaine en transférant les variables d'état du matériau vers le nouveau domaine, mais cela nécessite un temps de calcul plus long et certaines informations peuvent être perdues.

Méthodes eulériennes

La description eulérienne illustrée à la figure 1.14 consiste à utiliser un système de référence fixe dans l'espace et à conserver ce même référentiel tout le long des simulations. Cela permet donc d'observer le fluide ou le matériau qui traverse ce référentiel en fonction du temps. On peut comparer la méthode eulérienne à la prise de photos du même endroit à des temps différents. Il ne s'agit donc pas d'étudier l'évolution d'une même particule, mais plutôt d'étudier un flux. On retrouve généralement l'usage de l'approche eulérienne dans la méthode des différences finies (MDF).

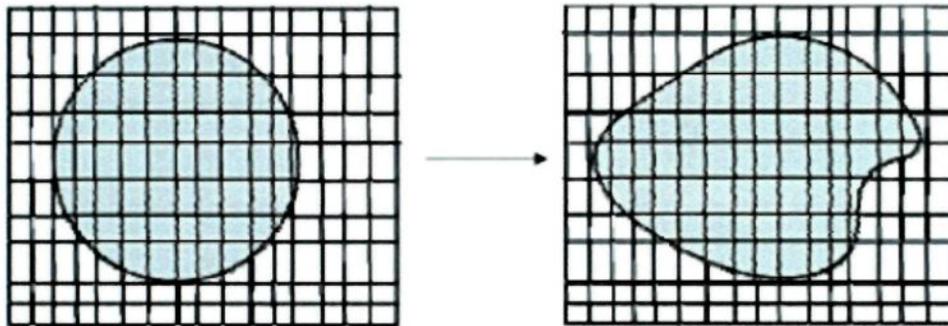


Figure 1.14 - Représentation eulérienne du domaine [31]

Avec l'approche eulérienne, il est possible de suivre les grandes déformations même si cela nécessite parfois un raffinement du maillage pour éviter les dispersions numériques. Les problèmes d'impacts, d'explosions et de fluides à surface libre sont aussi mieux résolus. Cependant, il existe beaucoup de désavantages à utiliser cette approche [43]:

- Il est très difficile d'obtenir un historique temporel d'un point précis avec un maillage fixe. Dans la plupart des cas, il est seulement possible d'obtenir l'historique d'un champ de variables (température, vitesse, etc.);
- Les formes irrégulières et complexes sont difficiles à traiter avec cette méthode. Il est souvent requis d'utiliser un changement de variable pour réussir à mailler le domaine de façon régulière ce qui est couteux en temps de calcul;
- Les conditions frontières non fixes (déformables ou mobiles) sont difficiles à évaluer avec exactitude;

- La méthode eulérienne nécessite un maillage plus large que le domaine lui-même afin de couvrir tous les endroits possibles où le matériel peut se retrouver. Ainsi, pour éviter des temps de calcul trop élevés, cette méthode requiert parfois d'utiliser un maillage plus grossier au détriment de la résolution du domaine étudié et, conséquemment, de l'exactitude de la solution.

Méthodes combinées

Dans le but de contourner les limitations de chacune de ces deux méthodes, des chercheurs ont élaboré des modèles qui combinent les descriptions lagrangienne et eulérienne en essayant de conserver seulement les avantages de chacune de celles-ci. Cela a mené à l'apparition de deux approches soient le « Coupled Eulerian Lagrangian » (CEL) et « Arbitrary Lagrangian Eulerian » (ALE).

La première méthode, le CEL, consiste à séparer le domaine en plusieurs régions auxquelles une description lagrangienne ou eulérienne est appliquée. Généralement, les solides sont dans un référentiel lagrangien alors que les fluides se retrouvent dans un référentiel eulérien. Les régions sont couplées l'une à l'autre ce qui permet d'échanger les informations. Cependant, cette option ne semble pas être la plus viable pour les grandes déformations car les régions non déformées ont tendance à rester dans un état semi-stationnaire.

Par contre, l'approche ALE, plus récente, semble mieux interpréter ce type de problème. En effet, le logiciel est doté d'une intelligence artificielle lui permettant de

choisir lui-même l'approche à utiliser d'où la notion «arbitraire ». Au départ, la méthode lagrangienne est employée, mais à chaque pas de calcul, le programme interprète s'il est préférable de conserver cette approche ou d'utiliser un référentiel eulérien. Parfois, il utilise même une approche située entre les deux (lagrangienne et eulérienne). On retrouve l'approche ALE dans plusieurs logiciels commerciaux dont LS-DYNA, MSC/Dytran, DYNA2D et DYNA3D. Cependant, même avec le CEL et le ALE, des distorsions de maillage sont parfois inévitables et provoquent des erreurs dans les résultats ou des temps de calculs très longs.

L'approche ALE a été utilisée par Guerdoux et Fourment [57] pour simuler en trois dimensions la phase de plongée et la phase stationnaire du soudage par friction malaxage. Ils ont obtenu des résultats intéressants au niveau des températures, des bavures en surface et du vide pouvant être créé lors du plongeon de l'outil. Il leur a également été possible de simuler le procédé avec différentes géométries d'outil. Selon leurs travaux, cette approche a très bien fonctionné pour le SFM. Cependant, rien n'a été cité dans cette publication concernant l'évolution des propriétés du matériau, des déplacements de matière ou des phénomènes métallurgiques. Par ailleurs, la régularisation du maillage a dû être ajustée afin de pouvoir modéliser adéquatement les grandes déformations du matériau au niveau de la bavure en surface. Cela a considérablement alourdi le temps de calcul requis pour réaliser les simulations qui ont parfois demandé des capacités de calcul plus élevées que celles disponibles.

Méthode des éléments finis pour le SFM

Les modèles numériques par éléments finis utilisent principalement le référentiel lagrangien et donnent des résultats intéressants qui sont souvent très près des mesures expérimentales [8, 11, 12, 19, 21, 37, 41] pour le soudage par friction malaxage. Ils permettent de mieux comprendre les mécanismes physiques derrière le procédé qui influencent la fiabilité et la qualité des soudures réalisées avec cette technique. La figure 1.15 illustre le maillage d'un modèle thermique utilisant les éléments finis.

1.4.2 Limitation de la MEF et des méthodes avec maillage

Tel que mentionné précédemment, les méthodes avec maillage sont largement utilisées dans les logiciels (MEF et MDF) et sont souvent très efficaces. Cependant, certains cas sont problématiques. Par exemple, avec l'approche eulérienne, il est difficile de mailler les géométries complexes et de traiter les conditions limites mobiles. De plus, l'obtention de l'historique des nœuds est quasi-impossible. Quant à l'approche lagrangienne, les grandes déformations causent de la distorsion dans le maillage et provoquent des résultats incohérents. Des techniques lourdes en calculs peuvent être utilisées pour surmonter ces problèmes (remaillage dynamique, changement de variable, etc.), mais elles présentent également des limitations.

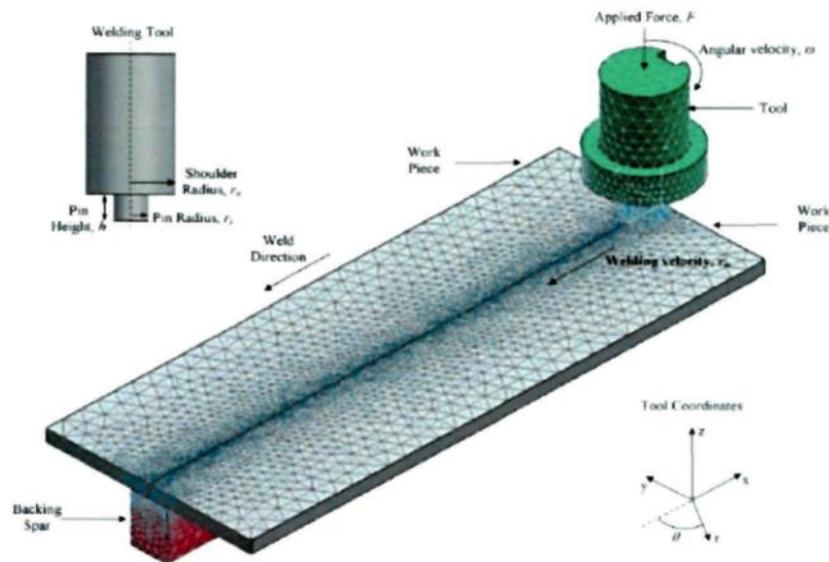


Figure 1.15 - Schématisation d'une étude sur le soudage par friction malaxage par MEF, maillage des plaques et de l'outil [19]

Quel que soit la méthode de résolution utilisé, les méthodes avec maillage sont limitées pour l'étude du SFM car les grandes déformations produites lors du soudage causent plusieurs problèmes en raison de la distorsion du maillage et dans le traitement des conditions aux limites du domaine. Les modèles sont donc très souvent simplifiés et des hypothèses simplificatrices doivent être posées. Notamment, les modèles MEF de Schmidt [25], Santiago [44], Zhang [45] et coll. n'ont pu tenir compte à la fois de la température et des déformations dans une analyse unifiée. De plus, la plupart des modèles simulent le régime permanent du soudage (lors que l'outil est déjà entré dans le métal avec une vitesse d'avance constante) et, afin de simuler quelques secondes de soudage, un remaillage dynamique est souvent requis [11] ce qui empêche de conserver l'historique des nœuds. L'étude de l'écoulement du matériau est donc très difficile à réaliser à partir de ces modèles.

Quelques chercheurs, dont Oliphant [46], ont étudié la première phase du soudage soit le plongeon de l'outil dans le métal, mais les pas de calcul étaient de quelques picosecondes pour assurer une convergence de calcul. Par ailleurs, la majorité de ces modèles thermiques et thermomécaniques ne tiennent pas compte de toutes les pertes thermiques [10], [39]. Les valeurs de température calculées sont souvent plus élevées que les données obtenues de manières expérimentales.

1.4.3 Méthode de modélisation sans maillage

De plus en plus de chercheurs utilisent et développent les méthodes de modélisation sans maillage (MSM) et certains considèrent même qu'il s'agit de la nouvelle génération des méthodes numériques. Tous les types de conditions limites peuvent être pris en compte en utilisant des nœuds ou des particules non reliées entre eux par un maillage. Elles sont donc plus versatiles, plus stables et plus fiables pour les cas de grandes déformations, d'explosions et de géométries complexes.

Plusieurs récents développements des méthodes sans maillage ont aussi été adaptés à la mécanique des solides continus, aux structures ainsi qu'à la mécanique des fluides en utilisant différentes méthodes d'approximation pour résoudre les équations aux dérivées partielles. Ces méthodes peuvent donc être appliquées aux cas traditionnellement réservés à la MEF aussi bien qu'aux cas pouvant être résolus par les MSM.

Plus précisément, un sous groupe des MSM regroupent les méthodes par représentation particulaire (méthode sans maillage utilisant des particules, MSMP). Ces techniques consistent à représenter le domaine étudié à l'aide de particules libres non reliées entre elles par un maillage. Ces particules peuvent être d'un ordre de grandeur microscopique aussi bien que macroscopique et même astronomique. De plus, les particules possèdent leurs propres propriétés physiques telles que la masse, le mouvement, l'énergie, la position et toutes autres propriétés utiles à l'étude. Évidemment, l'évolution de ces propriétés est déterminée à partir des équations de bilan dont la conservation de la masse, des quantités de mouvement et de l'énergie.

Plusieurs méthodes utilisant la représentation particulaire ont été développées depuis que les ordinateurs sont employés pour réaliser des simulations numériques. Quelques-unes d'entre elles sont énumérées ci-dessous :

- Molecular dynamics (MD) ;
- Monte Carlo (MC) ;
- Dissipative particle dynamics (DPD) ;
- Lattice gas Cellular Automata (CA) ;
- Particle-in-Cell (PIC) ;
- Discrete element method (DEM) ;
- Smoothed Particle Hydrodynamics (SPH).

Parmi celles-ci, la méthode « Smoothed Particle Hydrodynamics » (SPH) est la plus ancienne et celle qui s'approche le plus rapidement de son plein potentiel d'utilisation selon Liu et Liu [43]. Avec les récentes mises au point et modifications, son exactitude, sa stabilité et sa versatilité, la méthode SPH a atteint un niveau acceptable pour les applications en ingénierie. Ses caractéristiques impressionnantes ont donc intéressé les utilisateurs du soudage par friction malaxage. C'est pourquoi elle est expliquée en détails dans les prochaines sections.

Méthode Smoothed Particle Hydrodynamics pour le SFM

En 2006, Alexandre Tartakovsky [22, 39] a réalisé des simulations du SFM en deux et trois dimensions en supposant que le métal se comporte comme un fluide de haute viscosité. Son modèle de viscosité, basé sur la loi de comportement de Johnson-Cook, tient compte de l'évolution de la température, de la vitesse de déformation et des déformations. La chaleur générée est considérée comme étant le résultat des dissipations visqueuses représentant les déformations plastiques. Quant au flux de chaleur entre l'outil et l'interface des plaques, il est déterminé implicitement. Sa contribution est calculée à partir de la combinaison des forces visqueuses et par l'interaction des particules dans l'équation de la conservation des quantités de mouvement. La chaleur créée par les forces visqueuses ainsi que les pertes de chaleur par conduction entre les particules et la convection vers le milieu ambiant sont considérés dans l'équation de la conservation de l'énergie. Pour limiter le temps de calcul, la sommation des termes

s'arrête aux particules se trouvant à l'interface matériau/air, ce qui correspond à la condition limite du problème.

En ce qui concerne les simulations en deux dimensions, le scientifique a tenu compte des vitesses de rotation et d'avance, ainsi que de la géométrie des outils (lisses et à trois gorges). Toutefois, la seule propriété variant avec la température est la viscosité du fluide représentant le métal. Les autres propriétés sont demeurées constantes. De plus, les simulations ont servi à reproduire le soudage sur un plan horizontal à environ la moitié de l'épaisseur des pièces soudées. Le modèle n'a pas tenu compte de la chaleur produite par l'épaulement et de l'écoulement vertical (vortex) qui a lieu lors de la formation du joint.

Malgré ces hypothèses simplificatrices, les résultats analysés qualitativement et quantitativement sont très intéressants. Par exemple, plusieurs particules situées initialement à des endroits distincts sur les plaques se sont retrouvées au même endroit après le passage de l'outil. Elles ont toutefois subi des contraintes très différentes au cours de leur parcours. Quant à l'historique thermique de ces points, ils sont aussi différents même si leur température finale est la même et que certaines particules ont subi 2 ou 3 rotations autour de l'outil.

Pour ce qui est du modèle 3D, seulement une vitesse angulaire a été imposée sur l'outil (vitesse d'avance nulle) afin de n'étudier que la génération de chaleur et le malaxage des particules. Cela a toutefois permis de sauver beaucoup de temps de calcul et de faire une analogie avec le « friction stir spot welding ». La tige et l'épaulement ont

été modélisés avec les hypothèses précédentes à l'exception de l'utilisation d'un modèle de viscosité plus simple que celui discuté précédemment. Les résultats démontrent que la particule ayant la plus grande vitesse, subissant la plus grande déformation et la plus grande génération de chaleur se situe au pourtour de l'épaulement. Toutefois, la particule atteignant la plus haute température se situe à la jonction de la tige et de l'épaulement. Cela s'explique par le fait que les pertes de chaleur par conduction et convection au pourtour de l'épaulement sont plus importantes qu'ailleurs en dessous de l'outil, ce qui est en accord avec les résultats expérimentaux répertoriés dans la littérature. Par contre, l'absence d'échange de chaleur par conduction avec le système de maintien des plaques et le modèle de viscosité moins bien adapté au matériau choisi ont eu pour effet de produire un profil de contrainte et une zone de déformation plastique irréalistes.

En 2007, Bhojwani [31] a publié un mémoire de maîtrise sur une étude similaire à celle de Tartakovsky [39]. Pour sa part, il a utilisé le logiciel LS DYNA et il a représenté l'outil par un maillage (FEM) et les plaques avec des particules (SPH) tel que montré sur la figure 1.16.

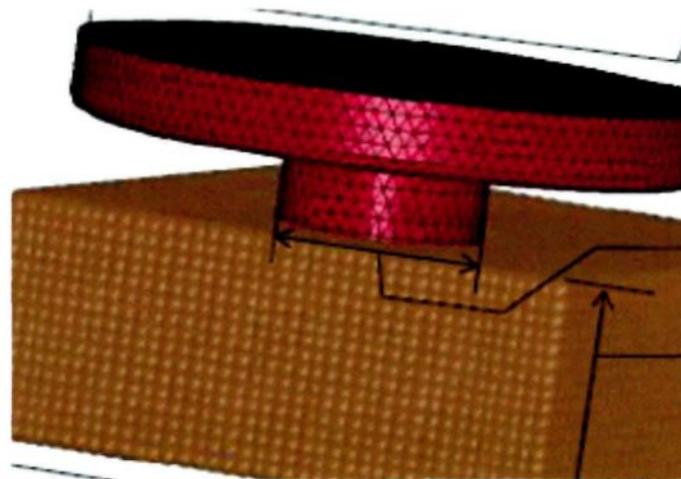


Figure 1.16 - Représentation des plaques et de l'outil par MEF et SPH [31]

Bhojwani a lui aussi simulé la partie stationnaire du procédé (simulation de la soudure lorsque l'outil est déjà plongé dans le métal) en 2D, et la phase de plongeon de l'outil dans le métal en 3D. Cependant, le logiciel LS DYNA qu'il a utilisé était incapable de solutionner la partie thermique. Par conséquent, l'auteur a étudié seulement les déformations plastiques et les contraintes/déformation en cisaillement pour le soudage de deux plaques similaires soudées bout à bout. Ainsi, l'absence de données sur la température rendait impossible l'utilisation de la loi de comportement de Johnson-Cook qui a dû être remplacée par la loi de plasticité de Von Mises basée sur le deuxième invariant J_2 du déviateur. Un module tangent nul a toutefois été imposé pour le métal soudé (Al 6061-T6).

Ses simulations en 2D de même que celles d'un autre scientifique, d'Avila [26], ont démontré que les contraintes équivalentes de Von Mises diminuent lentement et régulièrement lorsque la distance entre une particule et l'axe de rotation de l'outil augmente. De plus, les déformations plastiques se sont également révélées asymétriques ce qui est en accord avec les précédentes études réalisées. D'autre part, selon leurs rapports, les contraintes de cisaillement semblent diminuer avec le carré de la distance entre la particule et l'axe de rotation de l'outil tel que prédit précédemment par le modèle analytique d'Avila [26]. Finalement, selon Bhojwani, les valeurs des déformations obtenues sont aussi cohérentes avec les études métallurgiques figurant dans la littérature.

Limites du SPH rencontrées par les utilisateurs

Somme toute, le but des études antérieures effectuées avec le SPH était de déterminer si cette méthode pouvait servir à la modélisation du soudage par friction malaxage. Ces études ont toutes conclu que la méthode donnait des résultats cohérents avec la réalité malgré les limitations rencontrées. Cependant, les prochaines études devront incorporer les points suivants qui ont été omis ou impossibles à considérer dans leurs modèles:

- Implanter des lois de comportement décrivant bien la variation des propriétés du matériau avec la température;
- Paralléliser le code pour minimiser le temps de calcul et simuler plusieurs secondes de soudage incluant les phases de plongée et d'avance dans une même simulation en 3 dimensions;
- Insérer l'effet de la dilatation thermique des matériaux;
- Tenir compte de toutes les pertes de chaleur;
- Représenter le matériau comme un solide et non comme un fluide visqueux.

1.5 Conclusion du chapitre 1

Le procédé de soudage par friction malaxage a été grandement étudié depuis son apparition au début des années 90. Cela lui a permis de prendre lentement sa place au niveau des procédés de soudage si bien qu'aujourd'hui on le retrouve dans plusieurs

domaines d'applications notamment pour le soudage de l'aluminium difficilement soudable avec les techniques conventionnelles.

Alors que plusieurs chercheurs ont concentré leurs efforts sur l'optimisation des outils et des paramètres de soudage, d'autres ont étudié davantage les phénomènes physiques découlant du procédé qui influencent l'efficacité mécanique des joints soudés. Leurs analyses reposent autant sur des observations expérimentales que sur la modélisation numérique du procédé, analyses qui sont complémentaires l'une à l'autre. Effectivement, certains phénomènes situés surtout au niveau de l'écoulement du matériau sont difficilement observables à partir d'expérimentation. Un modèle numérique est alors plus adapté. Cependant, les modèles numériques nécessitent l'usage de paramètres et de lois constitutives pour représenter les phénomènes rencontrés lors du soudage par friction malaxage. Ces lois et paramètres sont malheureusement peu connus et leur évolution lorsque le procédé a lieu rend la tâche encore plus difficile. C'est donc à partir d'essais expérimentaux que ces variables peuvent être déterminées et validées.

L'étude des mécanismes physiques est aussi une tâche ardue en raison de l'implication successive de plusieurs phénomènes. Par exemple, la chaleur générée par la friction modifie l'écoulement du matériau et la microstructure de ce dernier qui, à son tour, influence le coefficient de friction. Il devient donc inadéquat de n'étudier qu'un seul des mécanismes à la fois dans les modèles numériques. Les meilleures études sont notamment celles où la partie mécanique et thermique font partie intégrante d'une analyse unifiée comme le modèle SPH de Tartakovsky.

Cette revue de littérature a donc permis de prendre conscience de tous les phénomènes régissant le soudage par friction malaxage. Elle a servi de guide aux essais expérimentaux et aux modèles mathématiques développés dans le cadre du projet. Dans un premier temps, plusieurs essais réalisés dans le passé et présentés dans la littérature sont refaits dans le cadres de ce projet afin d'obtenir davantage de données. Ils permettent aussi de tenir compte de la géométrie des outils qui sont utilisés expérimentalement car il s'agit sans doute du facteur le plus important du soudage par friction malaxage. Les données récoltées ont ensuite permises de développer et de valider, dans un deuxième temps, le modèle numérique sans maillage. Ces deux phases ont ainsi conduit à une meilleure compréhension du soudage par friction malaxage.

CHAPITRE 2

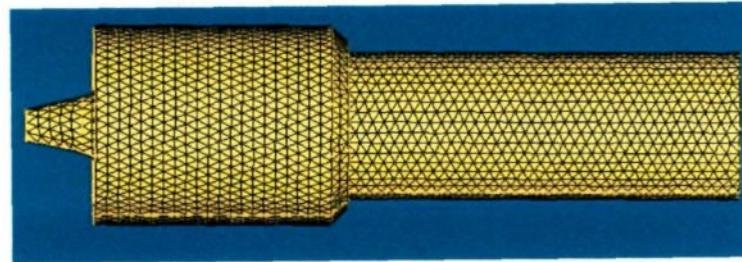
MODÈLE NUMÉRIQUE SPH

L'objectif principal de ce mémoire est le développement d'un modèle numérique sans maillage afin d'évaluer son potentiel pour modéliser le soudage par friction malaxage. Par conséquent, ce chapitre porte sur la présentation du modèle numérique développé au cours du projet. D'une part, les idées de base, la théorie, les développements mathématiques et le traitement des conditions limites de cette méthode sont décrits en détails. Cette première partie est suivie de la présentation des diverses étapes de mise en place du modèle numérique tels que les lois de comportement employées, les hypothèses et conditions limites posées, les simulations d'essai et la géométrie du modèle.

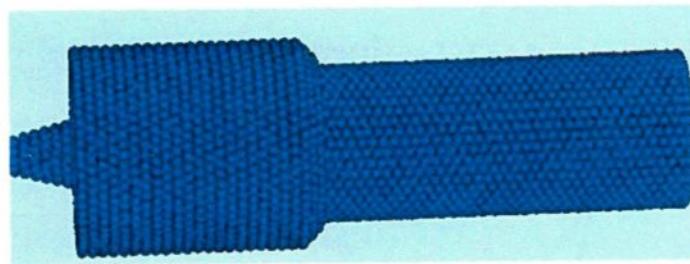
2.1 Idées de base de la méthode SPH

Principalement développée par Monaghan [47] depuis la fin des années 70, la méthode « *Smoothed Particle Hydrodynamics* » (SPH) est caractérisée par l'absence de maillage. Plutôt que d'être représenté par des formes géométriques reliées, ce sont les particules elles-mêmes qui discrétisent le domaine comme l'illustre la figure 2.1. La méthode SPH pourrait ainsi être comparée analogiquement à une représentation moléculaire à l'échelle macroscopique. Les équations aux dérivées partielles sont

résolues en utilisant un schéma lagrangien et une fonction de kernel « *Smoothing function* », ce qui permet de créer un champ continu entre les particules. Cette méthodologie permet d'évaluer les fonctions, les dérivées et les gradients d'une grandeur physique à l'aide de représentations par intégrale.



A) méthode des éléments finis (MEF)



B) Méthode SPH

Figure 2.1 - Discretisation de l'outil dans les modèles numériques

L'idée de base des créateurs de la méthode SPH était fort simple : créer une méthode numérique pour résoudre les problèmes hydrodynamiques où les équations aux dérivées partielles (EDP) sont fonctions de champs de variables telles que la densité, la vitesse, l'énergie, la concentration molaire, etc. Cette méthode est conçue pour résoudre principalement les cas où l'obtention d'une solution analytique à partir des EDP est impossible. Pour y parvenir, le SPH se base sur six idées directrices [43]:

- Discrétiser le domaine en plusieurs particules distribuées arbitrairement. Les particules ne sont pas reliées entre elles. - (**Sans maillage**) ;
- Approximer les champs de fonction en utilisant une méthode de représentation par intégrales soit la forme faible. Ces approximations sont possibles grâce à l'utilisation de la fonction de kernel « *Smoothing function* » - (**Représentation par intégrales**) ;
- Approximer la fonction de kernel en utilisant l'information des particules. Il s'agit donc de remplacer les intégrales et les dérivées des champs de variables par des sommations utilisant les valeurs de toutes les particules situées dans le voisinage du domaine local. – (**Support compact**) ;
- Réaliser des approximations à tous les pas de temps à partir de la distribution des particules à ce moment précis. – (**Adaptative**) ;
- Réaliser des approximations sur tous les termes liés aux champs de fonctions dans les équations aux dérivées partielles afin de produire des équations aux dérivées ordinaires (EDO) en fonction du temps seulement. – (**Lagrangienne**) ;
- Résoudre les équations aux dérivées ordinaires à partir d'un algorithme d'intégration explicite pour assurer un pas de calcul rapide et pour obtenir l'historique temporelle de tous les champs de variables associées aux particules du domaine. – (**Dynamique**).

2.2 Fonction de kernel et « smoothing length »

Dans la méthode SPH, les particules ne sont pas reliées par un objet physique et sont libres de se déplacer. Cependant, elles sont influencées par toutes les particules qui se trouvent dans un rayon d'influence en tenant compte de la distance exacte entre ces particules, tel qu'illustré sur la figure 2.2. Ainsi, une particule située plus près de celle étudiée va avoir un effet beaucoup plus important qu'une particule située plus loin. Cet effet est déterminé à partir de la fonction de kernel (W) « *smoothing function* », généralement une spline cubique, qui utilise la variable « h » appelée « *smoothing length* ».

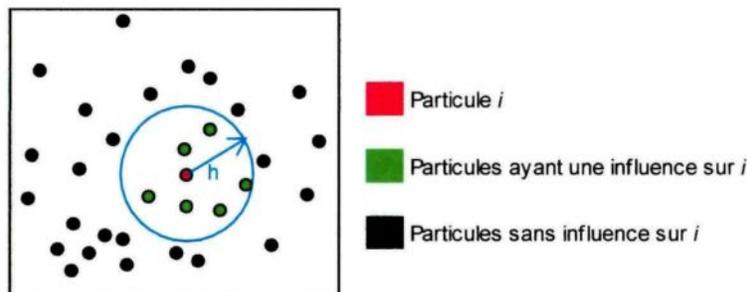


Figure 2.2 - Rayon d'influence des particules "*Smoothing length*"

Ainsi, toutes les quantités physiques d'une particule sont calculées en additionnant les propriétés de chaque particule environnante (dans un rayon « h ») pondérées par la fonction de kernel (W) qui tient compte de leurs distances exactes. Cette longueur « h » peut être fixe dans le temps et dans l'espace ou varier individuellement pour chaque particule. Lorsque le rayon varie, le temps de calcul est beaucoup plus long mais les résultats sont d'une meilleure exactitude.

La fonction de kernel permet d'assurer un champ continu entre les particules afin de rendre possible les interpolations et les approximations d'intégrales. La forme la plus souvent utilisée par la communauté scientifique est celle développée par Monaghan et Lattanzio en 1985. Il s'agit d'une spline cubique connue sous le nom de B-spline [43] :

$$W(R, h) = \alpha_d \begin{cases} \frac{2}{3} - R^2 + \frac{1}{2} R^3 & 0 \leq R < 1 \\ \frac{1}{6} (2 - R)^2 & 1 \leq R < 2 \\ 0 & R > 2 \end{cases} \quad (16)$$

où R est la distance entre deux particules et α_d est une constante qui dépend de la dimension. En 1D, 2D et 3D, ces valeurs sont respectivement de $1/h$, $15/7\pi h^2$, $3/2 \pi h^3$. Sa représentation graphique ainsi que celle de sa dérivée première sont présentées à la figure 2.3 ci-dessous.

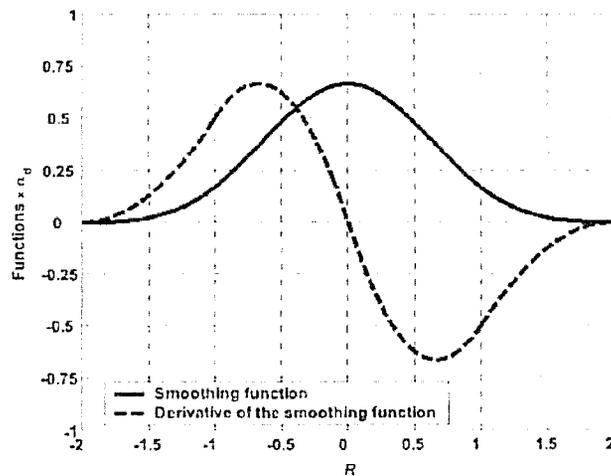


Figure 2.3 - Spline cubique de kernel et sa dérivée première [43]

La fonction de kernel est l'un des éléments les plus importants dans la méthode SPH puisqu'elle gouverne les approximations et conséquemment l'exactitude des résultats. Des développements ont été réalisés afin d'obtenir la forme la plus optimisée possible de la fonction de kernel pour atteindre une plus grande exactitude au niveau des approximations en minimisant le temps de calcul. Il existe des splines d'ordre supérieur qui fonctionnent très bien, mais celles-ci requièrent une attention particulière. En effet, pour les splines d'ordre supérieur à trois, le gradient de la fonction de kernel peut changer de signe et occasionner plusieurs problèmes dont l'omission du terme de dissipation de chaleur dans l'équation de conservation de l'énergie. Elles ne peuvent donc pas être utilisées dans tous les cas. De plus, Fulk et Quinn (voir Monagan [47]) ont étudié plusieurs alternatives de la fonction de kernel pour arriver à la conclusion qu'aucune fonction d'ordre supérieure ne semble significativement meilleure que la spline cubique.

2.3 Représentation par intégrale d'une fonction

L'équation utilisée pour calculer une quantité quelconque $f(x)$ avec la méthode SPH est donnée par la forme suivante. Celle-ci utilise une approximation par intégrale selon le développement de Liu et Liu [43]:

$$f(x) = \int f(x')W(x-x',h)dx' \quad (17)$$

qui peut être approximé par:

$$f(x) \cong \sum_{j=1}^N f(x_j) W(x-x_j, h) \Delta V_j = \sum_{j=1}^N f(x_j) W(x-x_j, h) \frac{1}{\rho_j} (\rho_j \Delta V_j) \quad (18)$$

Puisque $\rho \Delta V = m$, on peut écrire que

$$f(x) \cong \sum_{j=1}^N \frac{m_j}{\rho_j} f(x_j) W_{ij} \quad (19)$$

où $W_{ij} = W(x_i - x_j, h)$ est la fonction de kernel. Par exemple, pour calculer la densité

d'une particule i , il suffit de remplacer $f(x)$ par $\rho(x)$ afin d'obtenir :

$$\rho(x_i) = \rho_i \cong \sum_{j=1}^N \rho(x_j) \frac{m_j}{\rho_j} W_{ij} \quad (20)$$

d'où
$$\rho_i \cong \sum_{j=1}^N m_j W_{ij} \quad (21)$$

tel que j représente le nombre de particules situées dans un rayon h de la particule i .

Quant à l'opération $x_i - x_j$, il s'agit de la distance séparant la particule i de la particule j .

2.4 Représentation par intégrale du gradient d'une fonction

Toujours selon les travaux de Liu et Liu [43], le gradient d'une propriété physique est obtenu par l'équation suivante :

$$\langle \nabla \cdot f(x_i) \rangle = - \sum_{j=1}^N \frac{m_j}{\rho_j} f(x_j) \nabla_i W_{ij} \quad (22)$$

$$\text{où } \nabla_i W_{ij} = \frac{x_i - x_j}{r_{ij}} \frac{\partial W}{\partial r} = \frac{x_{ij}}{r_{ij}} \frac{\partial W_{ij}}{\partial r_{ij}} \quad (23)$$

Il est à noter que la densité et la masse se retrouve dans toutes les équations d'approximation présentées ci-haut. Il s'agit donc d'une technique très pratique pour les problèmes hydrodynamiques où la densité est un élément clé. C'est probablement la raison majeure qui fait du SPH une méthode très populaire pour étudier l'écoulement de fluide.

2.5 Représentation par intégrale d'une dérivée première

La dérivée première d'une fonction est facilement calculée en dérivant la fonction de kernel. Il s'agit donc de trouver la dérivée exacte d'une approximation. En posant que $A = f(x, y, z, t)$, il est possible d'obtenir la valeur de la première dérivée à partir du développement de Monaghan [47]:

$$\frac{\partial A_s}{\partial x} = \sum_{i=1}^N m_i \frac{A_i}{\rho_i} \frac{\partial W}{\partial x} \quad (24)$$

Cependant, cette approximation ne devient pas nulle si A est constant ce qui provoquerait des erreurs dans la solution. Pour remédier à cela, la forme suivante est adoptée:

$$\frac{\partial A}{\partial x} = \frac{1}{\phi} \left(\frac{\partial(\phi A)}{\partial x} - A \frac{\partial \phi}{\partial x} \right) \quad (25)$$

où Φ est une fonction différentiable en tout point. De ce fait, en combinant les équations 24 et 25, on obtient:

$$\left(\frac{\partial A}{\partial x}\right)_i = \frac{1}{\phi_i} \sum_{j=1}^N m_j \frac{\phi_j}{\rho_j} (A_j - A_i) \frac{\partial W_{ij}}{\partial x_i} \quad (26)$$

Cette formulation s'annule lorsque A est une fonction constante. De plus, dans la littérature, la fonction Φ prend souvent la valeur de 1 ou de la densité ρ . Dans le premier cas, on retrouve une forme similaire à celle de l'équation 19 :

$$\left(\frac{\partial A}{\partial x}\right)_i = \sum_{j=1}^N \frac{m_j}{\rho_j} (A_j - A_i) \frac{\partial W_{ij}}{\partial x_i} \quad (27)$$

alors que pour le deuxième cas où $\Phi = \rho$, cette dérivée prend la forme suivante:

$$\left(\frac{\partial A}{\partial x}\right)_i = \frac{1}{\rho_i} \sum_{j=1}^N m_j (A_j - A_i) \frac{\partial W_{ij}}{\partial x_i} \quad (28)$$

Ces développements démontrent également que n'importe quelle opération appliquée à la fonction $f(x)$ peut se calculer en utilisant toujours la même approximation. Il ne suffit que d'appliquer l'opération en question à la fonction de kernel (W). Évidemment, ces formulations ont une application immédiate sur l'approximation des équations de bilan. Ces équations, détaillées dans les sections qui suivent, sont les suivantes :

- Équation de continuité ;
- Équation de l'énergie ;

- Équation de la conservation des quantités de mouvement.

2.5.1 Équation de continuité

L'équation de continuité en mécanique des fluides est donnée par:

$$\frac{d\rho}{dt} = -\rho \nabla \cdot v \quad (29)$$

où ρ est la densité et v la vitesse.

En ce qui concerne la formulation SPH développée par Monaghan [47], elle est évaluée de la façon suivante:

$$\frac{d\rho_i}{dt} = \sum_{j=1}^N m_j (v_i - v_j) \nabla W_{ij} \quad (30)$$

tel que v est la vitesse et W la fonction de kernel évaluée à une distance $x_i - x_j$. Cette formulation n'est pas affectée par des surfaces libres ou des discontinuités au niveau de la densité selon Das et Cleary [48]. Il s'agit d'une forme très bien adaptée aux problèmes d'écoulement à surface libre dont les cas où le matériau est traité comme un fluide visqueux.

Par ailleurs, l'équation 30 permet de conserver l'état incompressible du fluide. En effet, lorsque deux particules s'approchent, leur vitesse relative est négative tout comme la fonction de kernel. Cela amène une augmentation de la densité de la particule i

($d\rho/dt > 0$) qui repousse donc les autres particules. Si l'inverse se produit et que les particules s'éloignent, la densité devient négative et crée une force qui les rapprochent l'une de l'autre. Un équilibre est alors créé afin de conserver une densité constante.

2.5.2 Équation de la conservation de la quantité de mouvement

L'équation de conservation de la quantité de mouvement pour un solide élastoplastique est donnée par:

$$\frac{dv^i}{dt} = \frac{1}{\rho} \frac{\partial \sigma^{ij}}{\partial x^j} + g^i \quad (31)$$

tel que g dénote les forces volumiques et σ le tenseur de contrainte qui peut s'écrire de la façon suivante :

$$\sigma^{ij} = -P_s \delta^{ij} + S^{ij} \quad (32)$$

où P est la pression et S est le déviateur de contraintes. À partir de la loi de Hooke et d'un module de cisaillement G , le déviateur de contraintes S peut être calculé en utilisant l'équation qui exprime la variation du tenseur de Jaumann présentée par Das et Cleary [48] :

$$\frac{dS^{ij}}{dt} = 2G \left(\dot{\varepsilon}^{ij} - \frac{1}{3} \delta^{ij} \dot{\varepsilon}^{kk} \right) + S^{ik} \Omega^{kj} + \Omega^{ik} S^{kj} \quad (33)$$

où les coefficients du tenseur de la vitesse de déformation sont exprimés par:

$$\dot{\varepsilon}^{ij} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial v^i}{\partial x^j} + \frac{\partial v^j}{\partial x^i} \right) \quad (34)$$

tandis que les coefficients du tenseur de rotation en considérant un effet de large rotation sont donnés par:

$$\Omega^{ij} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial v^i}{\partial x^j} - \frac{\partial v^j}{\partial x^i} \right) \quad (35)$$

Ainsi, selon les travaux de Cleary [48], l'approximation SPH pour l'équation de conservation de la quantité de mouvement devient:

$$\frac{dv_a}{dt} = \sum_b m_b \left[\left(\frac{\sigma_a}{\rho_a^2} + \frac{\sigma_b}{\rho_b^2} \right) + \prod_{ab} I \right] \cdot \nabla_a W_{ab} + g \quad (36)$$

où σ_a et σ_b correspondent au tenseur de contraintes pour les particules a et b, g correspond au forces volumiques incluant celles servant à empêcher les particules d'un objet de passer à travers les particules d'un autre objet et \prod_{ab} est une viscosité artificielle qui prend généralement la valeur de 1.

Dans le cas où le domaine étudié (plaques soudées) est considéré comme un fluide, la représentation SPH de la conservation de la quantité de mouvement est, selon les documents du CSIRO [49] et les publications de Tartakovsky [39], la suivante:

$$\frac{dv_a}{dt} = - \sum_b m_b \left[\left(\frac{P_a}{\rho_a^2} + \frac{P_b}{\rho_b^2} \right) - \frac{\xi}{\rho_a \rho_b} \frac{4\mu_a \mu_b}{(\mu_a + \mu_b)} \frac{v_{ab} \cdot r_{ab}}{r_{ab}^2 + \eta^2} \right] \nabla_a W_{ab} + F_a^{ext} \quad (37)$$

où les symboles ont la même signification que celles décrites précédemment et où η est constante pour éviter la singularité, ξ une valeur constante empirique, F^{ext} les forces extérieures, P la pression et μ la viscosité.

Les forces extérieures inscrites dans l'équation 37 ne servent qu'à empêcher les particules des plaques de pénétrer entre les particules qui simulent l'outil. Par ailleurs, les premiers termes de l'équation (incluant la pression) correspondent au gradient de pression de l'équation de Navier-Stokes. Le terme suivant impliquant la viscosité est le terme de dissipation visqueuse pour un fluide newtonien. Cette forme assure que les contraintes sont continues entre les interfaces matérielles et permet à la viscosité d'être variable ou discontinue. Plusieurs matériaux avec des viscosités différentes peuvent être facilement simulés avec cette formulation.

2.5.3 Équation de la conservation de l'énergie

Pour ce qui est de l'équation généralisée de la conservation de l'énergie, elle est exprimée par:

$$\rho \frac{dH}{dt} = -\nabla q - (\tau : \nabla v) = \nabla \cdot (k \nabla T) - (\tau : \nabla v) \quad (38)$$

qui prend la forme suivante pour un fluide dans la formulation SPH [22, 49]:

$$\frac{dH_a}{dt} = \sum_b \frac{4m_b}{\rho_a \rho_b} \frac{k_a k_b}{k_a + k_b} \frac{T_{ab} r_{ab} \nabla W_{ab}}{r_{ab}^2 + \eta^2} - \sum_b \frac{2m_b \xi}{\rho_a \rho_b} \frac{\mu_a \mu_b}{\mu_a + \mu_b} \frac{(v_{ab} r_{ab})^2}{r_{ab}^2 + \eta^2} r_{ab} \nabla_a W_{ab} + \varphi_a \quad (39)$$

où T_{ab} correspond à la différence de température $T_a - T_b$, k est la conductivité thermique de la particule notée en indice (particule a ou b) et φ_a est le terme de dissipation de chaleur par convection et radiation vers le milieu ambiant. Le symbole η est une constante de très petite valeur permettant d'éviter la singularité si $r_{ab} = 0$ et le symbole ξ est une constante empirique prenant généralement la valeur de 4. La variable H est associée, quant à elle, à l'enthalpie d'une particule a .

Dans l'équation 39, le premier terme correspond à la conduction de chaleur alors que le second exprime la chaleur générée par les forces de dissipations visqueuses. Quant au troisième terme, il représente les pertes de chaleurs vers l'environnement. Ce terme n'est calculé que pour les particules représentant les conditions frontières. Dans le cadre de simulation d'un matériau solide, le terme des dissipations visqueuses est omis. Cette équation est résolue pour toutes les particules incluant celles des plaques et de l'outil. Cela permet donc d'obtenir un profil de température pour chacun d'eux. Pour ce qui est de l'enthalpie H , les publications de Cleary [48] indique que le calcul est réalisé suivant l'équation :

$$H = \int_0^T c_p(\theta) d\theta + L[1 - f_s(T)] \quad (40)$$

où c_p est la chaleur spécifique à pression constante, L est la chaleur latente entre la phase solide et la phase liquide et $f_s(T)$ est la fonction représentant la fraction de métal solide à la température T . Ainsi, comme le métal n'atteint pas la température de fusion lors du soudage par friction malaxage, le second terme s'annule et l'enthalpie n'est fonction que de la chaleur spécifique variant avec la température.

Advenant le cas où le domaine est un solide élastoplastique, les termes de conduction et de perte de chaleur vers l'environnement sont conservés tandis que le terme de viscosité est remplacé par un terme incluant le tenseur de déformation. Le terme exact n'est malheureusement pas élaboré dans la littérature disponible.

2.5.4 Équation d'état

Une équation d'état est requise afin d'évaluer la pression de l'équation 36 et ainsi résoudre les équations. Cette pression est déterminée à partir de la vitesse du son et varie proportionnellement aux changements de densité :

$$P = c^2(\rho - \rho_0) \quad (41)$$

où ρ_0 est la densité de référence et c la vitesse du son dans le solide. Cette dernière est d'ailleurs calculée à partir du module d'élasticité isostatique K et de la densité de référence en utilisant l'équation ci-dessous :

$$c = \sqrt{K / \rho_0} \quad (42)$$

Si le domaine correspond à un fluide, le terme de pression se calcule suivant l'équation ci-dessous selon les chercheurs du CSIRO [49]:

$$P = P_0 \left[\left(\frac{\rho}{\rho_0} \right)^\gamma - 1 \right] \quad (43)$$

où P_0 correspond à l'échelle de pression. Quant à la constante γ , elle dépend de la nature et du type du fluide (solide ou liquide). Le calcul du facteur d'échelle P_0 se fait comme suit:

$$\frac{\gamma P_0}{\rho_0} = c_s^2 = \beta V^2 \quad (44)$$

tel que c_s est la vitesse du son dans le fluide, V est la vitesse maximale atteinte par le fluide et β est un facteur d'incompressibilité prenant souvent la valeur de 100 (ou plus) afin d'assurer un nombre de Mach inférieur à 0,1. De cette manière, la densité varie moins de 1 % ce qui permet de traiter le fluide comme étant incompressible.

2.6 Discrétisation du temps

La résolution des équations de bilans nécessite l'utilisation d'un schéma d'intégration. Les pas de temps sont donc dictés par la méthode de résolution employée. La version du code SPH utilisée possède quatre principaux types de schémas d'intégration dont:

- un schéma d'intégration explicite ;
- un schéma d'intégration implicite ;
- un intervalle de temps pseudo-transitoire ;
- un schéma d'intégration semi-implicite pour les fluides associés à la loi de Darcy.

La simulation du soudage par friction malaxage est réalisée avec un schéma d'intégration explicite (Euler modifié), ce qui est amplement suffisant pour obtenir des résultats de bonnes exactitudes. Ainsi, les pas de temps minimum doivent respecter certaines conditions selon les études réalisées par le CSIRO [49].

Pour résoudre l'équation de la quantité de mouvement, le pas de temps minimum doit être:

$$\Delta t = \min_i \left\{ 0.5h / \left(c_s + \frac{2\xi\mu_i}{h\rho_i} \right) \right\} \quad (45)$$

et pour résoudre l'équation de l'énergie, il est de:

$$\Delta t = \min_i \left\{ \frac{0.1 \rho_i c_p h^2}{k_i} \right\} \quad (46)$$

Dans ces équations, la signification des variables sont les mêmes que celles décrites précédemment.

2.7 Traitement des conditions limites

Il est possible d'imposer des conditions limites aux particules situées aux frontières du domaine. En ce qui concerne le côté mécanique, plusieurs conditions sont implantées dans le programme et peuvent être utilisées, soit:

- une vitesse nulle (fixe) ou constante ;
- une pression constante.

Quant aux conditions frontières associées au côté thermique, elles peuvent représenter une frontière:

- adiabatique (par défaut lorsqu'il n'y a pas de particules) ;
- isotherme ;
- avec convection ;
- avec rayonnement vers le milieu ambiant ;
- avec conduction (entrant ou sortant) ;
- avec un flux constant (entrant ou sortant).

Plusieurs de ces conditions peuvent être couplées. Par exemple, pour le soudage par friction malaxage, certaines particules sont à la fois fixe (vitesse nulle) et sont soumises à un échange de chaleur vers le milieu ambiant par convection et rayonnement. La surface sur laquelle repose les plaques soudées peut donc avoir une condition isotherme, permettre le passage d'un flux par conduction ou tout simplement être adiabatique.

Tel que décrit précédemment, les propriétés d'une particule sont calculées en tenant compte de celles qui l'entourent. Donc, le vide (aucune particule) existant à l'extérieur du domaine cause des problèmes de densité pour les particules situées près des frontières car leur nombre diminue drastiquement pour la même région de calcul. Pour remédier à cela, des particules virtuelles sont créées à l'extérieur du domaine. Celles-ci possèdent les mêmes valeurs de densité et de pression, mais ont des vitesses opposées à leurs jumelles. Cela assure une continuité au niveau de la densité et permet d'assurer le type de condition frontière qu'elle soit fixe ou à vitesse constante. Quant aux conditions thermiques, elles sont traitées à l'aide d'équations.

2.7.1 Convection naturelle

Puisque la vitesse de l'outil est relativement minime, une condition de convection naturelle est utilisé dans les simulations:

$$\dot{q}_{convection} = h_{conv_nat} (T - T_{\infty}) \quad (47)$$

Le coefficient de transfert de chaleur h_{conv_nat} est calculé pour une température ambiante de 27 °C (300 K), T_s correspond à la température des particules aux conditions frontières et T_∞ est la température de l'air ambiant.

2.7.2 Rayonnement thermique

Pour des températures élevées, le transfert de chaleur par rayonnement est non négligeable et doit être considéré. Le flux de rayonnement est déterminée par la relation:

$$q_{rad} = \varepsilon_{rad} \sigma_{rad} (T^4 - T_\infty^4) \quad (48)$$

où σ_{rad} la constante de Stefan-Boltzmann équivalente à $5,6703 \times 10^{-8} \text{ W.m}^{-2}.\text{K}^{-4}$. Pour les plaques d'aluminium l'émissivité ε est estimée à 0.03 dans l'intervalle de température considéré.

2.8 Avantages et désavantages du SPH par rapport aux méthodes avec maillage

L'usage des méthodes particulières sans maillage comme le SPH procurent de nombreux avantages par rapport aux méthodes conventionnelles [43, 48]:

- De nature adaptative: à chaque pas de temps, les calculs sont basés sur l'emplacement local de la particule et des autres particules environnantes dans un rayon précis. Elle tient compte du temps précédent donc de l'historique des particules ;

- Les larges déformations sont faciles à traiter puisqu'aucune connexion n'intervient entre les particules ;
- Les conditions limites sont traitées aisément ;
- Les approximations des particules et la méthode lagrangienne qui conservent les propriétés du matériau en fonction des forces externes et internes sont combinées ;
- Les équations de bilan sont satisfaites ;
- Les résultats préliminaires peuvent être satisfaisants avec peu de particules.

Quant aux désavantages [31], ils sont les suivants:

- Les discontinuités spatiales ou de contact ainsi que les comportements séismiques ne sont pas bien cernés par la méthode SPH contrairement à la méthode des éléments finis;
- Le pas de temps diminue drastiquement en cas de discontinuité spatiale;
- L'erreur n'est pas toujours estimée avec exactitude;

- Le temps de calcul peut être très long puisqu'il est souvent nécessaire d'utiliser une grande concentration de particules;
- Des instabilités peuvent survenir selon le cas étudié et la fonction de kernel utilisée.

2.9 Développement du modèle numérique SPH pour le SFM

Afin de réaliser la modélisation et les simulations numériques du SFM, un stage international au *CSIRO*, centre de recherche australien a été réalisé entre le mois de mars et le mois de juin 2010. Le *CSIRO* utilise et développe la méthode « *Smoothed Particle Hydrodynamics* » depuis plusieurs années. Grâce à leur collaboration dans ce projet, un code de calcul utilisant la méthode SPH a pu être utilisé. Il s'agit de la version de code SPH v6.05 qui possède une multitude d'options :

- permet d'insérer les lois de comportement désirées ;
- prend en compte l'évolution des propriétés du matériau avec la température ;
- traite différents types de conditions limites ;
- importe des objets dessinés par des logiciels de DAO ;
- permet les changements de directions des objets durant les simulations.

Les simulations réalisées dans le cadre de ce projet avec la méthode SPH représentent le soudage de deux plaques rectangulaires mises bout à bout (« *butt welding* »). Les phases de plongée et de soudage font partie intégrante de chaque simulation pour une

durée totale d'environ 20 secondes. Le domaine est discrétisé à l'aide de particules (voir figure 2.4). Chacune d'elles possède les propriétés mécaniques et physiques du matériau qu'elles représentent. Des lois de comportement, des conditions initiales et des conditions limites représentant le plus fidèlement possible les essais expérimentaux gouvernent ensuite l'évolution de ces particules selon les contraintes appliquées. Ces différents paramètres et lois sont présentés dans les sections qui suivent.

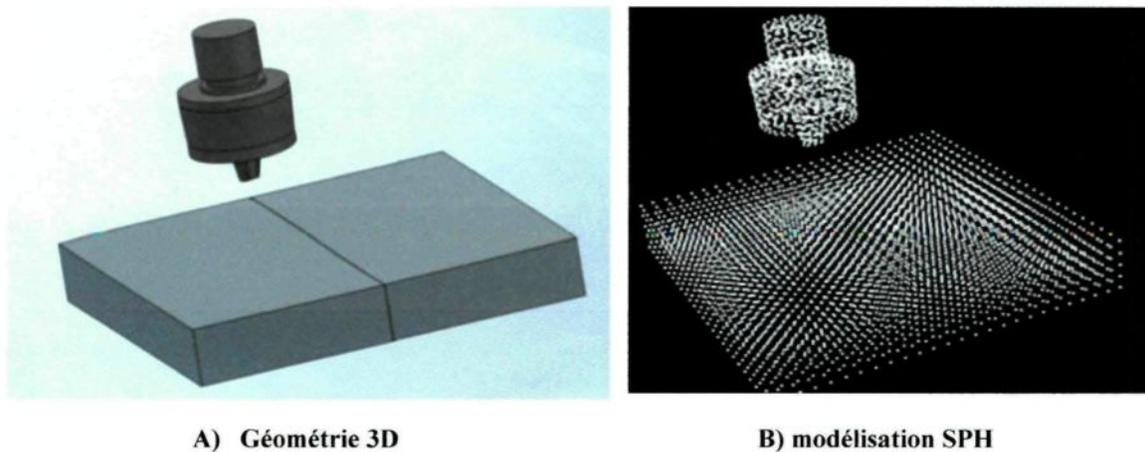


Figure 2.4 – Discrétisation du domaine lors du SFM

L'objectif final est d'analyser l'influence des différents paramètres de soudage sur les mécanismes physiques afin d'établir un lien entre ces mécanismes physiques et la qualité des soudures. Mais tout d'abord, il faut développer le code numérique de manière à simuler le procédé le plus fidèlement possible. Ainsi, plusieurs cas ont été simulés en faisant varier les vitesses de l'outil, les lois de comportement des matériaux, les paramètres thermiques et mécaniques et les conditions limites. Des simulations représentant le matériau comme un fluide hautement visqueux ont même été réalisées et comparées aux simulations représentant le matériau comme un solide.

2.9.1 Matériaux, géométries et dimensions des outils

La totalité des simulations numériques réalisées fait référence au soudage de plaques d'aluminium Al6061-T6 dont les propriétés mécaniques et thermiques sont illustrées au tableau 2-1. Cet alliage a été choisi lors des expérimentations en raison de sa bonne soudabilité par SFM et de sa grande disponibilité sur le marché.

Tableau 2-1- Propriétés de l'aluminium 6061-T6 à 273 Kelvin [50]

Propriétés	Valeurs	Unités (S. I.)
Densité	2700	kg/m ³
Limite d'élasticité	276	MPa
Résistance à la traction	310	MPa
Module d'élasticité (E)	68.9	GPa
Module d'élasticité isostatique (K)	67.5	GPa
Module de cisaillement (G)	26	GPa
Coefficient de Poisson	0,33	-
Conductivité thermique	167	W/m-K
Chaleur spécifique	896	J/kg-K
Chaleur latente	321 000	J/kg
Température du liquidus	582	°C
Coefficient d'expansion thermique	6,90 x10 ⁻⁵	/°C

Quant aux outils de soudage, ils sont tous fabriqués en acier AISI 4340 afin de résister aux températures atteintes pendant le soudage et ainsi éviter une usure ou une déformation prématurée. Il s'agit d'un acier durci par trempage qui prolonge sa vie utile. Les propriétés de ce matériau, fournies au tableau 2-2, sont insérées dans le modèle numérique. Ces outils ont été dessinés à l'aide du logiciel *SolidWorks* et ensuite importés en tant que fichier objet dans le programme SPH en suivant les étapes indiquées à la figure 2.5. Tout comme les plaques, ils sont représentés par des particules possédant les propriétés du matériau qui leur est associé.

Tableau 2-2 - Propriétés de l'acier AISI 4340 à 273 kelvins [51]

Propriétés	Valeurs	Unités (S. I.)
Densité	7800	kg/m ³
Limite d'élasticité	1650	MPa
Résistance à la traction	1990	MPa
Module d'élasticité (E)	210	GPa
Module d'élasticité isostatique (K)	140	GPa
Module de cisaillement (G)	81	GPa
Coefficient de Poisson	0,3	-
Conductivité thermique	24,3	W/m-K
Chaleur spécifique	460	J/kg-K
Chaleur latente	740 000	J/kg
Température de fusion	1427	°C
Coefficient d'expansion thermique	33-39 x 10 ⁻⁶	/°C

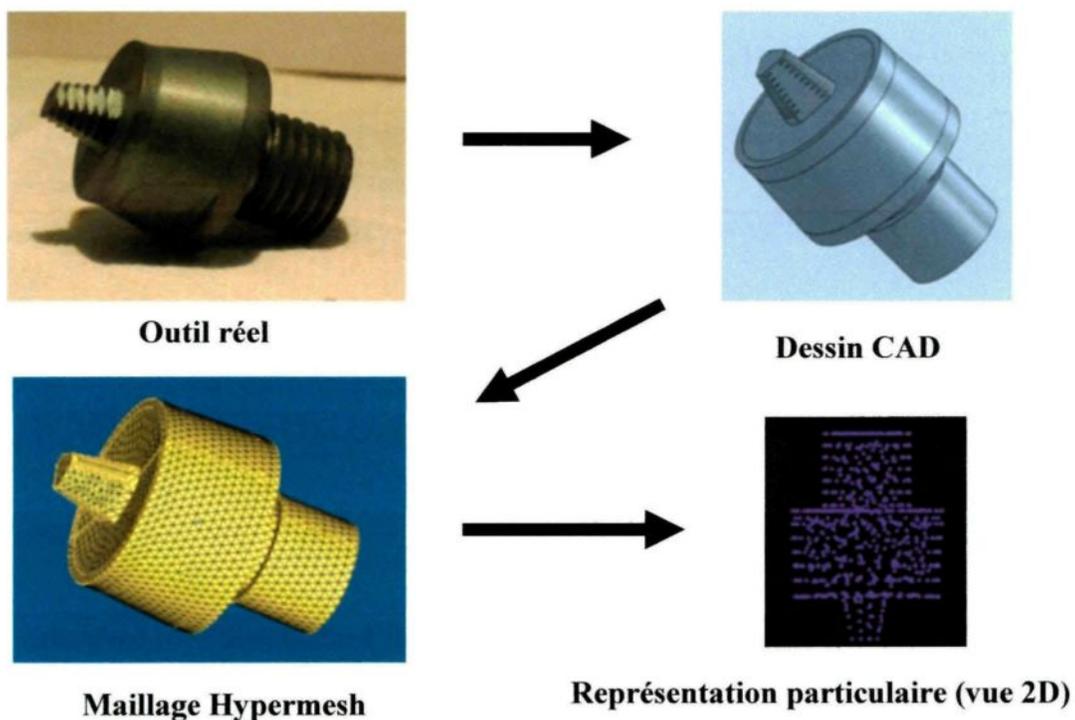


Figure 2.5 – Étape d'importation d'un objet de DAO dans le programme SPH

2.9.2 Paramètres du soudage

Seuls les paramètres pouvant être contrôlés expérimentalement ont été modifiés lors des simulations. Ainsi, les vitesses de rotation, de plongée et d'avance de l'outil, le temps d'attente entre la phase de plongée et d'avance et la géométrie de l'outil ont variés selon les cas voulus.

Vitesses de l'outil

Pour l'analyse des diverses lois et équations, la vitesse de rotation a été établie à 1000 tours par minute, la vitesse d'avance à 6,35 mm par seconde alors que la vitesse de plongée était de 1 mm par seconde. Quant au temps d'attente entre la fin de la plongée et le début du déplacement horizontale, il était de 3 secondes. Pour étudier l'effet des vitesses sur les mécanismes physiques, les autres paramètres dont la géométrie et le matériau de l'outil, le matériau et l'épaisseur des plaques sont demeurés identiques. Ces valeurs ont été établies suite à des essais expérimentaux, afin d'être réalistes.

2.9.3 Lois de comportement employées

Tel que mentionnée précédemment, la méthode SPH permet d'insérer aisément différentes lois constitutives et de tenir compte de l'évolution des propriétés des matériaux avec la température. Des lois et relations mathématiques ont donc été implantées dans le code et sont présentés au cours des prochaines sections.

Simulation solide

La représentation du matériau comme un solide offre l'avantage d'évaluer les déformations au cours du soudage. Cette information pourrait être très utile pour modéliser ultérieurement les phénomènes métallurgiques se produisant dans le matériau. Par ailleurs, une représentation solide permet d'incorporer des modèles de friction basés sur le frottement entre deux matériaux solides à hautes températures. Ainsi, deux modèles de comportement des matériaux basé sur Von Mises traitant celui-ci comme un solide ont été employés dans le cadre des simulations. Il s'agit du modèle développé par Johnson-Cook et le modèle de plasticité de Von Mises.

Pour la majorité des simulations, c'est le modèle de plasticité de Von Mises qui a été utilisé étant donné qu'il était déjà inséré dans le code au préalable. Ce modèle, basé sur le modèle de plasticité radial de Wilkins, consiste à calculer la contrainte en considérant les régimes élastiques et plastiques. Lorsque les contraintes atteignent la limite élastique, le calcul des déformations plastiques est la suivante [48]:

$$\Delta\varepsilon^p = \frac{\sigma_{vm} - \sigma_y}{3G + H} \quad (49)$$

où

$$\sigma_{vm} = \frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_3 - \sigma_2)^2 + (\sigma_1 - \sigma_3)^2} \quad (50)$$

tel que σ_{vm} est la contrainte de Von Mises, σ_y la limite du matériau à cet instant, G le module de cisaillement et H le module de durcissement. L'exposant p indique que ce sont des déformations plastiques. Ensuite, la déformation plastique est déterminée à

partir de la relation ci-dessous où la valeur au temps $i+1$ est égale à la somme de la valeur au temps précédent et de la variation de la déformation:

$$\varepsilon^p_{i+1} = \varepsilon^p_i + \Delta\varepsilon^p \quad (51)$$

La limite élastique est incrémentée à chaque pas de temps à partir du calcul suivant :

$$\Delta\sigma_y = H\Delta\varepsilon^p \quad (52)$$

Pour certaines simulations, le modèle de Johnson-Cook a été utilisé puisqu'il s'agit d'un modèle bien adapté au taux de déformation élevé à haute température et qu'il s'apprête bien aux phénomènes présents lors du SFM. Il dépend d'ailleurs de la déformation, de la vitesse de déformation et de la température. De plus, les constantes du matériau associés à l'Al6061-T6 (voir tableau 2-3) sont disponibles dans la littérature [31].

Voici un rappel de l'élaboration mathématique du modèle de Johnson-Cook [31] [35] qui sert à évaluer la contrainte d'écoulement dans un matériau.

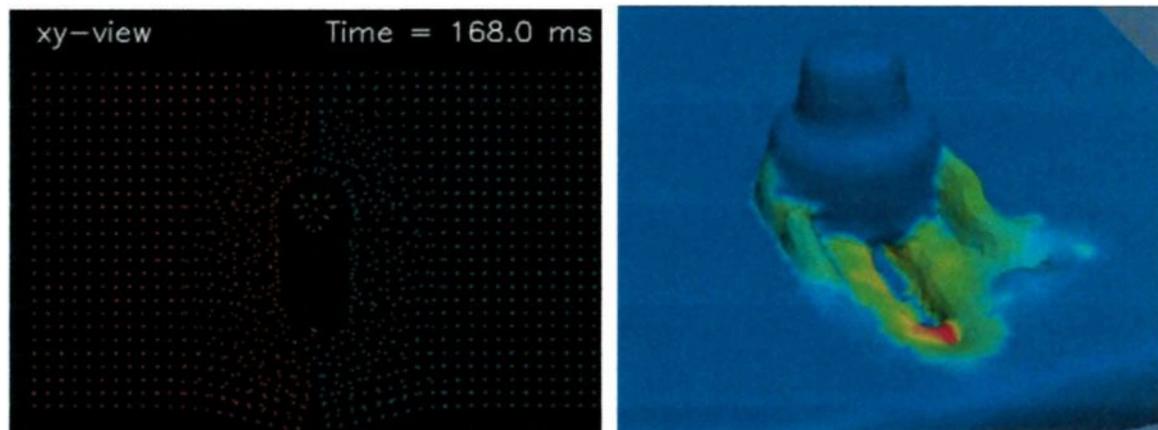
$$\sigma_y = (A + B\varepsilon^n)(1 + C\ln(\dot{\varepsilon}_e/\dot{\varepsilon}_0))(1 - T^m) \quad (53)$$

où les variables A , B , C , n , m et $\dot{\varepsilon}_0$ sont des paramètres du matériau et $T = (T - T_\infty)/(T_F - T_\infty)$ représentent la température adimensionnelle tel que T_∞ est la température du milieu ambiant et T_F est la température de fusion du métal.

Tableau 2-3 - Paramètres de Johnson-Cook pour l'alliage Al6061-T6 [31]

A	B	n	C	m
325 MPa	411 MPa	0.373	0.014	1.581

La totalité des simulations solides réalisées présentait des lacunes au niveau du malaxage car le passage de l'outil était marqué par l'apparition d'un trou sur toute la longueur de la pièce comme l'illustrent les figures 2.6A et 2.6B. Lors de ces simulations, les forces retenant les particules des plaques entre elles sont plus élevées que les forces de friction générées par les particules de l'outil sur ces plaques. Ainsi, les particules des plaques sont toutes déplacées d'une distance supérieure au rayon d'influence « *smoothing length* » ce qui fait en sorte que l'outil n'a plus d'influence sur les dites particules empêchant du même coup, un malaxage adéquat de la matière.



A) sur une couche de particules en 2D vue de dessus

B) en 3D après un maillage

Figure 2.6 - Trou laissé lors du passage de l'outil

Simulation fluide

Un modèle utilisant la théorie de la dynamique des fluides a donc été développé parallèlement au modèle solide. Celui-ci offre un meilleur aperçu des profils d'écoulement et du « malaxage » du matériau en plus d'intégrer l'évaluation des échanges thermiques provoqués par les dissipations visqueuses de l'écoulement. Cependant, l'énergie associée aux dissipations visqueuses ne représente pas toujours adéquatement l'énergie provenant de la friction. Les déformations sont, en plus, difficiles à évaluer. Néanmoins, il s'agit d'un bon compromis si la loi de viscosité est bien construite.

L'approche théorique d'un modèle fluide est basée sur les équations de bilan associées à la méthode SPH qui dépendent de la viscosité, de la conductivité et de la masse des particules. La loi de viscosité est, quant à elle, décrite par le modèle exponentiel de Tartakovsky [39]:

$$\mu = \mu_0 \exp(-k_T T) \quad (54)$$

où μ est la viscosité actuelle, μ_0 la viscosité initiale, k_T un paramètre du matériau et T la température absolue dans le matériau.

Le but d'une telle représentation mathématique est de concentrer l'écoulement du matériau près de l'outil (déformation locale seulement) là où les températures atteintes sont les plus élevées. Le reste du matériau doit atteindre une viscosité presque infinie

afin d'éviter les déformations provoquées par les forces visqueuses aux endroits où il ne devrait pas y en avoir. Les paramètres ont été déterminés à partir des profils de température afin d'avoir un changement radical de la viscosité à partir de 600 K (327°C).

2.9.4 Évolution des propriétés des matériaux

Un des avantages de la méthode SPH est de pouvoir tenir compte des propriétés des matériaux évoluant avec la température et qui, par conséquent, viennent influencer les mécanismes physiques. Des équations empiriques ont donc été créées et implantées dans le code à partir des données de la littérature [11, 52]. Ces données et équations sont présentées dans les tableaux 2-4 et 2-5 ci-dessous. Ces propriétés varient selon qu'elles soient applicables ou non au type de simulation (solide ou fluide) réalisée.

Tableau 2-4 - Évolution de la densité, de la conductivité et de la capacité thermique avec la température pour l'Al6061-T6 [11, 45]

Température K	Densité kg/m ³	Conductivité w/mK	Capacité J/kgK
273	2700	162	917
366.3	2685	177	978
477.4	2657	192	1028
588.6	2630	207	1078
700.7	2602	223	1133
844.1	2574	253	1230

Tableau 2-5 – Évolution du module de Young et de la limite élastique avec la température pour l'Al6061-T6

Température K	Module de Young GPa	Limite élastique MPa
298.15	66.94	278.1
373.15	63.21	260.7
422.04	61.32	251.2
477.59	56.80	221.0
533.15	51.15	152.3
588.71	47.17	738.7
644.26	43.51	368.4
699.82	28.77	215.8
755.37	202.0	104.9

À partir des données des tableaux ci-dessus, les équations empiriques suivantes ont été implémentées dans le code SPH :

$$\begin{aligned}
 \text{Densité} & \quad \rho = -2.2819248E-01 \theta + 2.6969400E+03 \\
 \text{Conductivité thermique} & \quad k = 1.5384061E-01 \theta + 1.6484494E+02 \\
 \text{Capacité thermique} & \quad C_p = 5.2526665E-01 \theta + 9.3266794E+02
 \end{aligned}$$

où $\theta = T - T_{ref}$ tel que T_{ref} est la température de référence fixée à 300 kelvins. Ces équations sont valides entre $0 < \theta < 455$ K. Dans le cas où la température descend en bas de 300 K ($\theta = 0$) ou montent au dessus de 728 K ($\theta = 455$) les valeurs minimales et maximales sont respectivement choisies et demeurent constantes en dehors de l'intervalle de validité des courbes.

2.9.5 Modèle de friction

Un modèle de friction est requis pour évaluer adéquatement les contraintes de cisaillement et l'écoulement du matériau pour les simulations solides. En effet, ce sont

les forces de friction entre l'outil et les plaques qui provoquent l'écoulement rotatif sans lequel la soudure ne pourrait pas être créée. Ainsi, le premier modèle implanté est le modèle de friction de Coulomb ne variant seulement qu'avec la force normale et le coefficient de friction, soit:

$$\vec{F}_f = \mu P_N \cdot \vec{n} \quad (55)$$

où F_f est la force de friction, μ le coefficient de friction, P_N la force normale entre les deux corps et \vec{n} est le vecteur unitaire indiquant la direction où la force de friction est appliquée.

Ce modèle simpliste a été choisi pour vérifier la viabilité d'un modèle de friction dans le code SPH. Comme les forces exercées entre chaque particule sont déjà évaluées par le programme, il est facile d'obtenir la force normale entre deux particules situées côte à côte et provenant de deux objets différents. Le vecteur tangentiel est ensuite calculé pour définir la direction où la friction s'applique. Cette routine est appliquée pour toutes les particules susceptibles de produire de la friction et qui sont séparées par moins de 1,2 fois la distance initiale entre deux particules. Quant au coefficient de friction, la valeur de 0,4 [11, 41] retrouvée dans la littérature a été utilisée et est demeurée constante pour ce modèle.

2.9.6 Modèle de génération de chaleur

Basée sur le modèle de Arora [13] et Hamilton [19], la génération de chaleur provient de deux sources distinctes soient des déformations plastiques et de la friction générée

entre l'outil et les plaques. Par contre, le programme SPH tient déjà compte de la chaleur générée par les déformations plastiques. Ainsi, seule la chaleur provoquée par la friction a été ajoutée selon le modèle de ces deux auteurs. D'autre part, les forces de friction déterminées ci-dessus augmentent les déformations plastiques qui sont ensuite converties en chaleur. Il n'est donc pas requis d'ajouter un calcul spécialement pour ces déformations. L'équation de génération de chaleur développée est la suivante:

$$q = \delta(1 - \gamma) \vec{F}_f \cdot \vec{v}_{rel} \quad (56)$$

tel que F_f est la force de friction calculée par l'équation 55, v_{rel} est la vitesse relative entre les deux particules, q est la chaleur produite sur une particule et provoquée par la friction avec toutes les particules environnantes à celle-ci et finalement, δ et γ sont des coefficients de pondération empiriques basés sur les essais expérimentaux.

2.10 Hypothèses et conditions limites

Afin de réaliser les simulations avec le plus de réalisme possible, il faut imposer des conditions initiales et des conditions limites représentant les essais expérimentaux. Il est également requis d'émettre des hypothèses afin de simplifier le modèle mathématique et de minimiser le temps de calcul. Ces hypothèses sont présentées ci-dessous.

2.10.1 Hypothèses de calcul

Tout au long des simulations, l'outil est supposé rigide c'est-à-dire qu'il ne subit aucune déformation. Les particules sont donc « fixes » les unes par rapport aux autres.

Cette hypothèse permet d'assurer une uniformité au niveau de la vitesse des particules constituant l'outil de soudage.

Le diamètre des particules correspondant à la résolution de la méthode SPH est fixé à 2 mm. Cette résolution a été choisie initialement puisqu'il s'agissait du meilleur compromis en termes de temps de calcul tout en gardant un niveau de précision acceptable concernant les résultats. Une résolution de 1 mm augmentait le temps de calcul de plusieurs fois alors qu'une résolution de 3 mm n'offrait que deux couches de particules déformables pour des plaques de 6,35 mm d'épaisseur. Un raffinement local de la résolution n'était pas non plus possible dans la version actuelle du code numérique. Les plaques dans le modèle numérique ont donc une épaisseur arrondie au chiffre pair supérieur à l'épaisseur réelle des plaques expérimentales. Ainsi, pour une plaque de 6,35 mm, les options possibles numériquement sont de 6 ou 8 mm d'épaisseur et comme la tige ne doit pas excéder celle-ci, le chiffre supérieur est choisi. Deux rangées de particules fixes sont ajoutées en dessous des plaques et servent de support aux autres particules déformables. L'épaisseur totale atteint 12 mm.

D'autre part, les deux plaques sont parfaitement appuyées l'une contre l'autre. La distance entre les particules formant l'interstice entre les deux plaques est la même que la distance entre les particules d'une même plaque soit de 2 millimètres.

Lors des simulations, il a été observé que la différence de densité (ρ) entre les deux objets ainsi que la présence d'arêtes vives au niveau des filets de l'outil provoquent des

répulsions entre les particules. En effet, la méthode SPH tente d'obtenir l'équilibre entre les particules afin de conserver une densité constante que ce soit pour la simulation d'un solide ou d'un fluide incompressible. Dans cette optique, lorsque deux particules s'éloignent, une force d'attraction apparaît entre ces deux particules pour qu'elles se rapprochent. À l'opposé, lorsqu'elles sont trop près, une force répulsive les repousse jusqu'à l'obtention de la densité voulue. À cet égard, lors du soudage par friction malaxage, des particules au niveau des plaques (densité évaluée à 2700 kg/m^3) sont entraînées par celles de l'outil (densité évaluée à 7800 kg/m^3) et comme la différence de densité est très grande entre les particules, des forces répulsives apparaissent. Ces forces sont très élevées et surviennent au même moment ce qui provoque l'expulsion rapide des particules de façon similaire à une explosion. Pour remédier à cela, la densité de l'outil a été changée pour être identique à celle des plaques. Cependant, pour assurer un transfert de chaleur adéquat, la chaleur spécifique (C_p) a aussi été modifiée pour que leur produit ($\rho * C_p$) demeure le même ce qui permet de conserver une élévation de température identique pour la même énergie.

Le temps de calcul pour une simulation de 20 secondes de soudage en utilisant les paramètres réels peut atteindre quelques semaines à quelques mois. Pour diminuer l'attente et ainsi voir l'effet des modifications apportées au code, quelques astuces ont dû être employées. Ces modifications ne sont pas sans effet sur les résultats. Cependant, cela permet de diminuer le temps d'attente pour valider les lois et équations empiriques utilisées. Voici les astuces employées :

- la densité a été augmentée d' un facteur de 100 ou de 1000 pour les simulations avec matériaux solides puisque le pas de temps varie inversement avec la densités. Pour garder un sens physique, la limite élastique, le module de durcissement et la gravité ont été réduits par le même facteur. Le temps de calcul devient alors beaucoup moins long mais d'autres problèmes peuvent survenir dû au fait que la densité augmente énormément;

- la résolution (distance entre chaque particule) est réduite passant de 2 mm à 3 mm. Le nombre de particules est ainsi plus petit pour un même volume ce qui augmente la rapidité des calculs;

- le nombre de particules fixes est augmenté notamment au niveau des extrémités parallèles à la ligne de soudure. Ces endroits correspondent au matériau de base et à la ZAT qui ne subissent aucune déformation. Conséquemment, le temps de calcul diminue puisqu'il y a moins d'itération à faire pour les particules immobiles (calcul thermique seulement).

2.10.2 Conditions initiales et conditions limites

La température initiale des plaques, de l'outil et de l'environnement est établie à 300 kelvins (27°C). Un transfert de chaleur par convection et rayonnement vers le milieu ambiant est considéré pour les objets à l'exception du dessous des plaques où une condition adiabatique est appliquée. Cela permet de représenter la table de la fraiseuse qui ne dissipe pas la chaleur aussi rapidement que l'aluminium en raison de la différence

de conduction thermique entre les matériaux. En effet, l'acier possède une conductivité thermique environ 7 fois plus faible que celle de l'aluminium. Ainsi, comme le procédé se produit en quelques secondes, on peut émettre l'hypothèse que la chaleur libérée vers la table est conservée localement par celle-ci. Finalement, pour assurer l'immobilité des plaques, les côtés extérieurs parallèles à la ligne de soudure sont fixés ainsi que les premières rangées de particules inférieures.

2.11 Conclusion du chapitre 2

Ce chapitre a permis de définir concrètement les avantages et inconvénients de la méthode SPH. Tout d'abord, l'absence de maillage est un grand avancement pour les cas aux grandes déformations comme le soudage par friction malaxage. L'évolution des propriétés du matériau est prise en compte tout comme les conditions limites souhaitées.

Par contre, les valeurs des propriétés physiques des particules sont déterminées à partir de calculs itératifs sur la totalité des particules environnantes (dans un rayon h). Cela est toutefois lourd en temps de calcul puisqu'il faut à la fois évaluer les déformations et l'évolution thermique de chaque particule. De plus, les grandes déformations provoquées lors du procédé sont traitées par plusieurs lois complexes qui amplifie également ce problème. Les hypothèses posées pour contrer ces difficultés affectent cependant les résultats sans toutefois remettre en cause l'utilisation du SPH pour modéliser le SFM.

CHAPITRE 3

MÉTHODOLOGIE EXPÉRIMENTALE

Les principaux paramètres contrôlables du soudage par friction malaxage sont les vitesses de rotation et d'avance de l'outil, la géométrie de l'outil, le matériau à souder, son épaisseur et la configuration de soudage. Dans certains cas, selon l'équipement utilisé, il est aussi possible de contrôler la pression appliquée sur l'outil pendant le soudage. Comme ces paramètres ont un effet direct sur la qualité des soudures et sur les mécanismes physiques décrits plus tôt, des essais expérimentaux sont réalisés pour comprendre et analyser leurs effets respectifs. De plus, les données récoltées durant ces essais servent à valider les données provenant des simulations numériques.

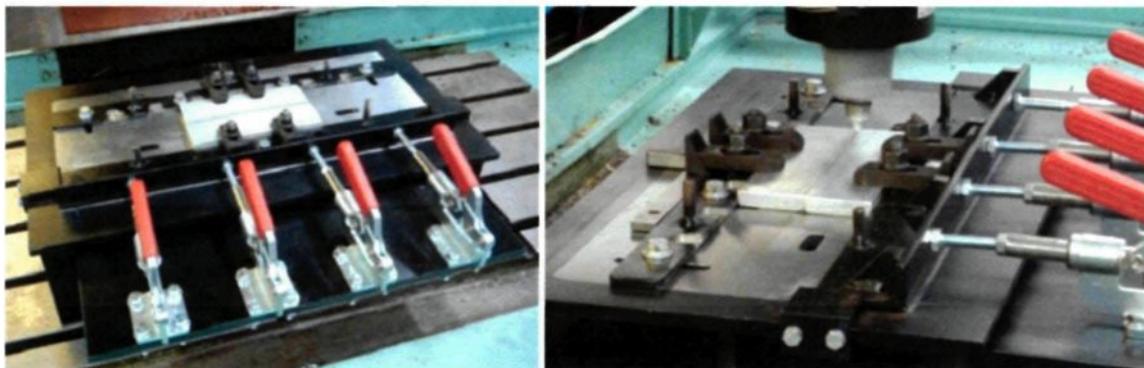
3.1 Banc d'essai

Les essais expérimentaux ont été réalisés à l'université du Québec à Chicoutimi (UQAC) à l'aide d'une fraiseuse à commande numérique de marque Millac 5VA illustrée à la figure 3.1. La fraiseuse est asservie en contrôle de position et non de force. Ainsi, lors des essais de soudage, les positions programmées demeurent constantes. Les spécifications techniques de la fraiseuse sont inscrites à l'annexe 4.



Figure 3.1 - Fraiseuse utilisée lors des essais expérimentaux

Des modifications ont dû être apportées à cette fraiseuse afin de mettre en place un banc d'essai pour réaliser des soudures et de récolter diverses données. Tout d'abord, un support pour les plaques à souder a été conçu et installé sur la table de la fraiseuse afin de maintenir solidement les pièces lors du soudage comme l'illustre la figure 3.2. Ce support permet de retenir des plaques de différentes dimensions et épaisseurs.



A) Vue d'ensemble

B) Vue lors d'une soudure

Figure 3.2 – Support de plaques sur le banc d'essai

3.1.1 Équipements connexes

La figure qui suit illustre un porte-outil typique d'une fraiseuse. La partie conique est joint au mandrin de la machine alors que la partie cylindrique, en noir, permet d'accueillir l'outil de fraisage. Afin de mesurer adéquatement les différents paramètres, des équipements de mesures ont été installés sur le banc d'essai et sur le porte-outil. Des jauges extensométriques ont été collées sur la partie cylindrique du porte-outil et un contact tournant, également positionné sur celui-ci, a permis de relier les jauges au système d'acquisition de données. Tous ces systèmes ainsi que les outils de soudage sont présentés dans cette section. Le montage du banc d'essai a été fait en grande partie par Keven Lavoie [56].



Figure 3.3 - Porte-outil typique d'une fraiseuse avec l'outil de fraisage

Jauges extensométriques

Des jauges extensométriques bi axiales sont utilisées pour déterminer les forces et les couples appliquées sur l'outil. Pour minimiser les effets de la température et de maximiser la sensibilité des mesures de déformation, les jauges sont branchées dans un pont de Wheatstone de manière à former un plein pont. Ces jauges, illustrées à la figure 3.4, sont collées sur la paroi extérieure du porte outil à 180 degrés l'une de l'autre par rapport à l'axe de rotation.

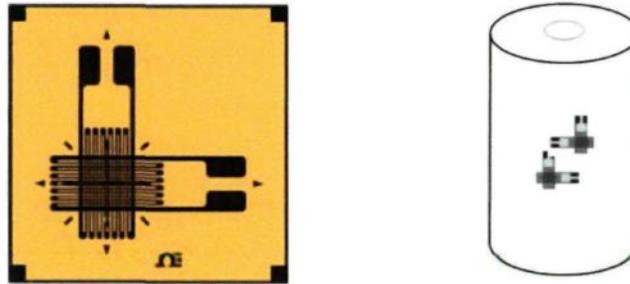


Figure 3.4 - Diagramme d'une jauge extensométrique bi axiale et positionnement sur le porte outil

En ce qui concerne les jauges extensométriques mesurant la torsion, deux ensembles de jauges doubles sont utilisées (figure 3.5) et assemblées à 180 degrés l'une de l'autre sur le porte-outil par rapport à l'axe de rotation de la pièce et à 90 degrés des jauges bi axiales décrites précédemment.

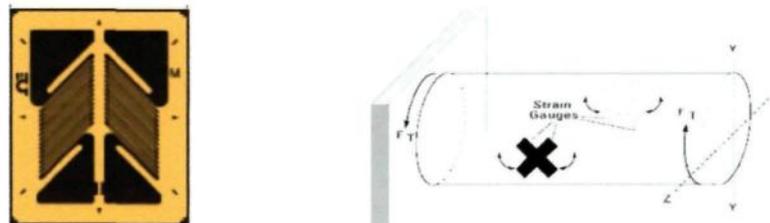


Figure 3.5 - Diagramme d'une jauge extensométrique de torsion et positionnement sur le cylindre

Les jauges utilisées pour mesurer la torsion sont aussi branchées en plein pont pour éliminer la lecture des autres efforts parasites (flexion, compression) et pour augmenter la sensibilité de la mesure de torsion. Quant aux caractéristiques physiques des jauges bi-axiales et de torsion, elles ont des résistances de 350 ohms sont compensées en température pour l'acier.

Ces capteurs de déformations permettent de recueillir des données sur les déformations du porte-outil et par le fait même, de mesurer les contraintes en compression et en torsion exercées sur l'outil de soudage. L'alimentation du pont de

Wheatstone se fait à l'aide de la source de courant/voltage de marque *Keithley* (modèle 2440), qui fournit un voltage de 5 volts très stable. Cette source de voltage possède une précision de ± 0.0001 volts et est branchée à deux extrémités opposées du pont (points A et C) tel que montré sur la figure 3.6. La chute de tension qui varie proportionnellement avec les déformations subies par les résistances des jauges est ensuite mesurée aux deux autres extrémités (points B et D).

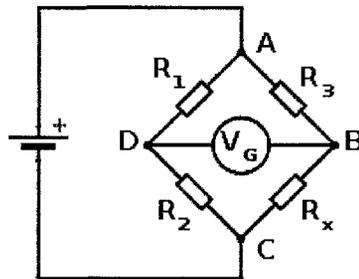


Figure 3.6 – Schéma de branchement d'un pont de Wheatstone

Étalonnage des jauges extensométriques

Le signal reçu des jauges extensométrique est une différence de potentiel occasionné par les déformations de celles-ci. Ainsi, pour connaître la force appliquée sur l'outil de soudage, une conversion est requise. Pour y arriver, le porte-outil a été calibré sur une presse de traction/compression hydraulique. Lors de la calibration, une force constante a été appliquée sur le porte-outil et le signal de voltage indiqué sur le système d'acquisition a été noté. Cette étape a ensuite été refaite pour plusieurs forces de compression jusqu'à l'obtention de plusieurs données. Une courbe de tendance a ensuite été tracée afin d'établir une relation mathématique entre le voltage et la force appliquée (voir figure 3.7).

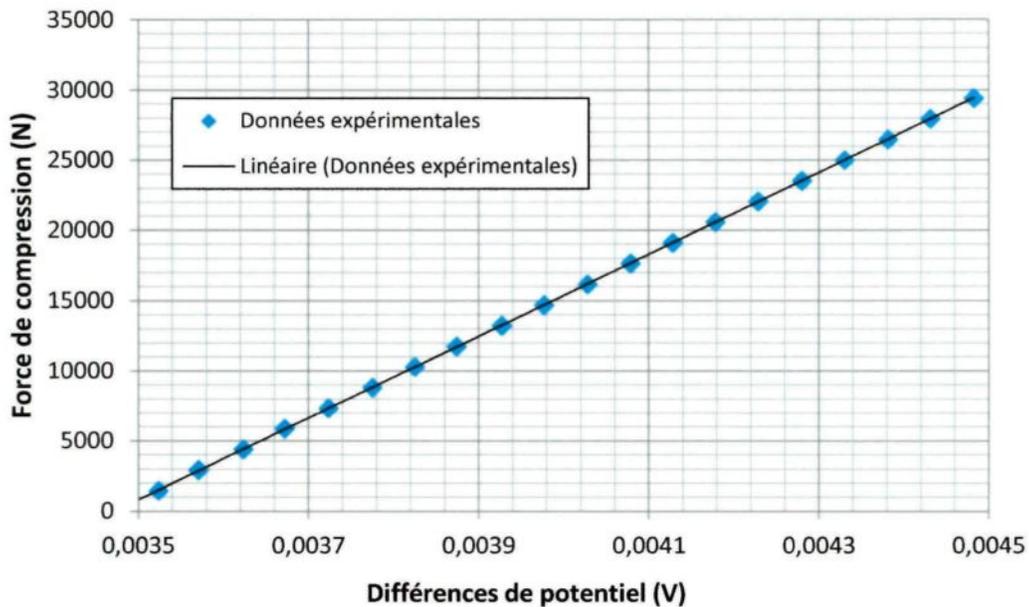


Figure 3.7 - Courbe de calibration de la force de compression appliquée sur le porte outil

En ce qui concerne le couple appliqué sur l'outil, un montage expérimental a été conçu pour étalonner les capteurs. Une barre a été vissée sur l'embout du porte-outil de manière à ce que celle-ci soit perpendiculaire au porte-outil. Ensuite, des poids ont été ajoutés au bout de la barre ce qui a créé une torsion sur le cylindre du porte-outil. Selon le poids ajouté, il a été possible de récolter une lecture en millivolts à l'aide des jauges de déformations en torsion et du système d'acquisition de données. La relation mathématique entre le couple de torsion et la différence de potentiel des jauges a ensuite été déterminée à partir d'une courbe de tendance tel que présentée à la figure 3.8.

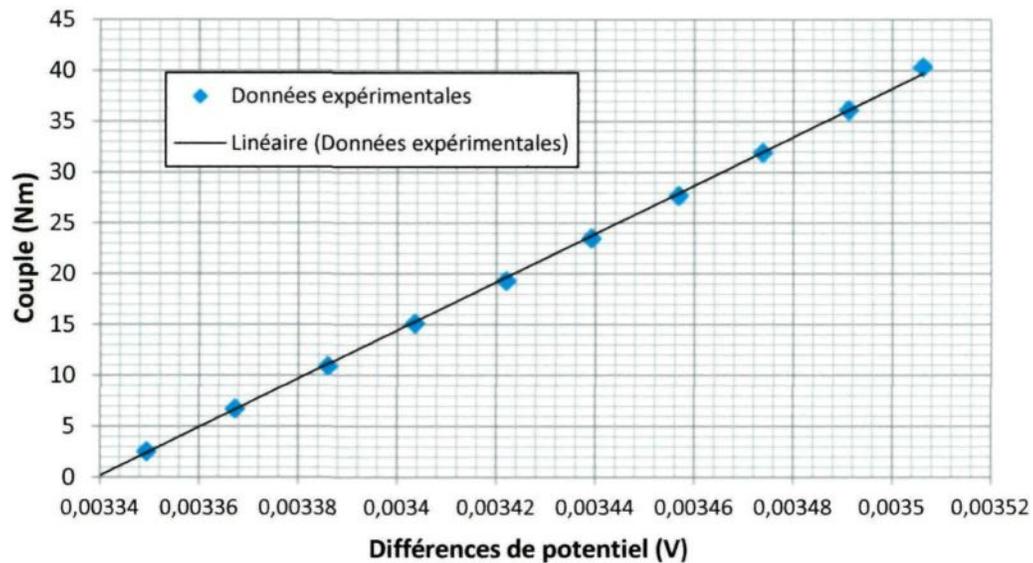


Figure 3.8 - Courbe de calibration du couple appliqué sur le porte outil

Le système a ensuite été testé lors d'une soudure pour connaître la force appliquée. Toutefois, les jauges de déformations ont été influencées par la température et cela a occasionné des erreurs sur les résultats. Pourtant, un branchement en plein-pont ne devrait pas être influencé lorsque les jauges sont toutes soumises à la même variation thermique. Cela n'a pas été le cas lors des expérimentations. Le signal des jauges ne revient pas au voltage initial une fois l'outil retiré des plaques et diminue lentement à mesure que l'outil se refroidit.

Après quelques analyses, il a été découvert que les soudures reliant les fils des jauges aux fils de transmission de données agissent comme un thermocouple. Ainsi, une minime différence de température aux soudures provoque une différence de potentiel supplémentaire d'un ordre de grandeur similaire au signal récolté. Puisqu'il s'agit d'un effet de thermocouple, ce problème est quasi-inévitable lors du branchement des jauges

sur le porte-outil. C'est pourquoi le montage n'a pas été changé. Il aurait été requis de refaire la conception générale du porte-outil pour amplifier les déformations élastiques sur ce dernier.

Malgré la perturbation du signal provoquée par le changement de température, il est possible de voir les forces associées aux trois étapes d'une soudure par friction malaxage. Tel qu'indiqué sur la figure 3.9, la première pente correspond au début de la pénétration de la tige dans le matériau (phase de plongée). Le plateau suivant celle-ci nous indique que la force nécessaire pour plonger la tige est constante jusqu'à ce que l'épaulement touche la surface des plaques. Lorsque cela survient, une impulsion est perceptible dans la force axiale en raison de la légère pénétration de l'épaulement dans le matériau. Une fois que ce dernier est à la position voulue, la force diminue puisque l'outil ne plonge plus et qu'il doit seulement être maintenu à cette profondeur. C'est à ce moment que la température commence à augmenter en raison du frottement entre l'outil et les plaques. Cette augmentation vient perturber le signal des jauges et cela se traduit par une augmentation de la force. Il est alors difficile de déterminer si la force axiale est demeurée constante ou non lors de la phase de soudage (déplacement de l'outil sur la ligne de soudure).

Finalement, la dernière discontinuité observée (diminution soudaine de la force) correspond au retrait de l'outil en fin de soudure. Comme cette étape se fait rapidement, la température demeure identique dans le porte-outil et la hauteur de la discontinuité (différence des forces) représente exactement la force qui était appliquée par l'outil sur

les plaques en fin de soudure. De plus, cette différence de force correspond de très près à la force requise en début de soudure pour plonger l'outil dans le matériau soit d'environ 8000 N pour ce cas-ci. La valeur obtenue est aussi similaire aux données de la littérature. Quant à la dernière partie de la courbe, elle correspond à la période de refroidissement de l'outil.

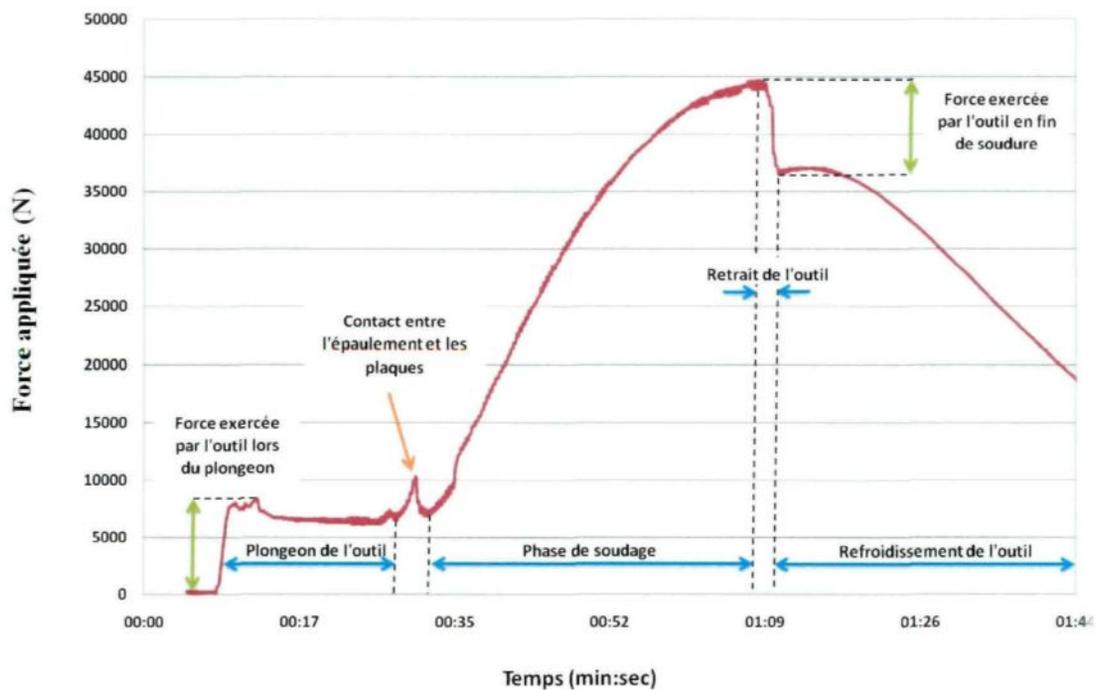


Figure 3.9 - Courbe de l'historique de la force de compression de l'outil lors du soudage

En ce qui concerne la lecture du couple appliqué sur l'outil, l'effet de l'augmentation de température sur les données recueillies est aussi perceptible. Ces données, récoltées lors de la phase de soudage (déplacement de l'outil en rotation), sont erronées en raison de l'effet de la température qui influence le signal. Cependant, la pénétration de la tige jusqu'à l'appui de l'épaulement sur les plaques est clairement visible. La figure 3.10 illustre ces propos. Encore une fois, le couple maximal perçu lors de la pénétration de l'outil correspond à la diminution du couple lors du retrait de celui-ci soit d'environ 50

Nm pour le cas présenté. Ces valeurs sont également en accord avec celles présentées dans la bibliographie [11].

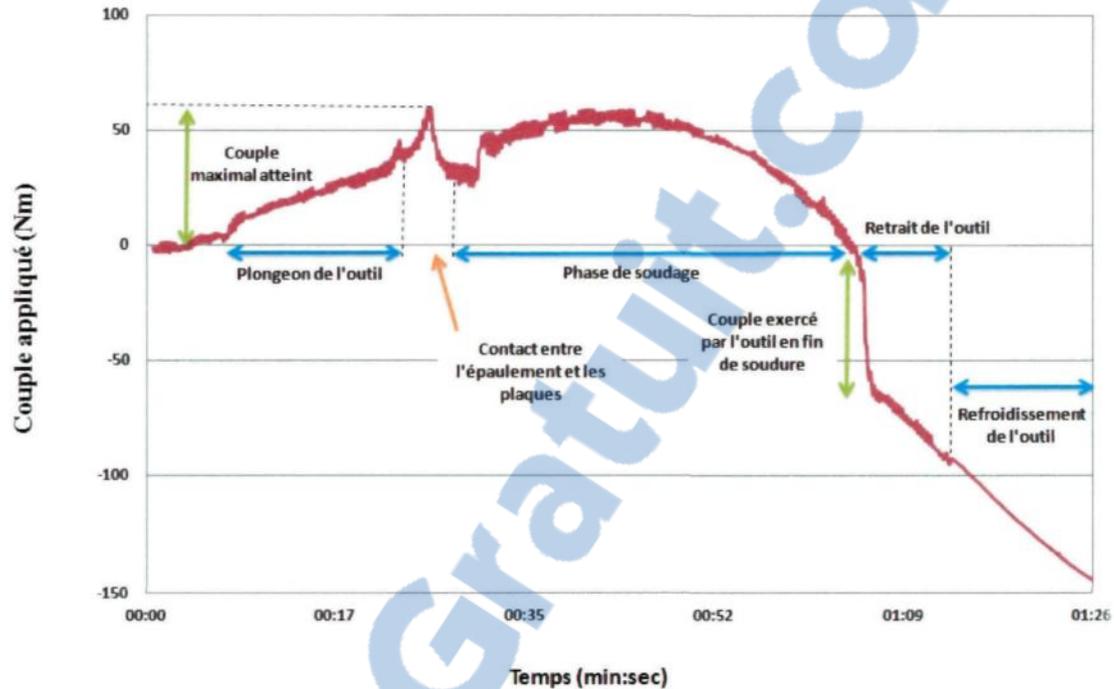


Figure 3.10 - Courbe de l'historique de couple appliqué sur l'outil de soudage

3.1.2 Système de transmission des données

Comme les jauges de déformations sont collées sur le porte-outil en rotation, il est nécessaire d'utiliser un système de transmission pour envoyer le signal électrique au système d'acquisition de données qui est fixe. Le choix retenu pour cette application est l'utilisation d'un contact tournant (« slip ring ») qui alimente les jauges en électricité et qui transmet la variation de tension vers le système d'acquisition de données. Il s'agit d'un modèle (LPT050-1205) fabriqué sur mesure par le fabricant *JINPAT Electronics*. Le contact tournant illustré à la figure 3.11 est composé en deux parties, soit le cylindre

intérieur qui est fixé sur l'arbre en rotation, et le cylindre extérieur qui demeure immobile. Des brosses fabriquées en métaux précieux assurent le lien entre les deux composantes du contact tournant. Le montage de ce système est présenté ci-dessous.



Figure 3.11 – Contact tournant (“slip ring”) sur le banc d’essai

Une pâte élastique est posée par-dessus les jauges de déformations. Cela permet d’éviter une rupture des fils de connections entre le contact tournant et les jauges lors de la rotation de l’outil à grande vitesse.

3.1.3 Système d’acquisition des données

Le système d’acquisition de données utilisé est un module universel *Keithley 3706* auquel des cartes d’acquisition spécifiques sont greffées tel qu’illustré sur la figure 3.12. Une carte pour la lecture des thermocouples (carte modèle 3720) et une autre pour les jauges de déformation (carte modèle 3721) offrent un montage complet pour les expériences à réaliser. Le module permet d’acquérir des données sur la température et les signaux de voltage provenant des jauges simultanément.



Figure 3.12 – Module d'acquisition de données *Keithley* et avec les cartes d'aquisition

3.1.4 Outils de soudage

Pour ce projet, les outils développés et vendus par le fabricant *Friction Stir Link* ont été utilisés. Cinq outils ont ainsi été achetés pour réaliser les soudures expérimentales. Trois d'entre eux, conçus pour le soudage de plaques bout à bout, possèdent la même géométrie d'épaulement et de tige. Les longueurs de tige sont respectivement de 6,35 mm, 12,7 mm et 19,05 mm afin de souder des plaques de différentes épaisseurs. Deux autres outils sont conçus pour le soudage en recouvrement pour des plaques d'épaisseurs minimales de 9,5 mm et de 16 mm.

Tous les outils sont fabriqués en acier H13 qui possède une température de fusion et une dureté plus élevées que l'aluminium. Le tableau 3-1 présente les caractéristiques de ces outils.

Tableau 3-1 : Caractéristiques des outils de soudage

Numéro	Image	Tige	Épaulement
1		<p>Conique taraudée à trois gorges</p> <p>Diamètre de la base: 7,2 mm</p> <p>Diamètre au bout: 4,5 mm</p> <p>Longueur : 6,35 mm</p>	<p>Concave</p> <p>Diamètre extérieur: 21 mm</p> <p><u>Utilisation</u> : Plaques bout à bout d'une épaisseur minimale de 6,35 mm</p>
2		<p>Conique taraudée à trois gorges</p> <p>Diamètre de la base: 8,2 mm</p> <p>Diamètre au bout: 4,5 mm</p> <p>Longueur : 12,7 mm</p>	<p>Concave</p> <p>Diamètre extérieur: 21 mm</p> <p><u>Utilisation</u> : Plaques bout à bout d'une épaisseur minimale de 12,7 mm</p>
3		<p>Conique taraudée à trois gorges</p> <p>Diamètre de la base: 10 mm</p> <p>Diamètre au bout: 5,5 mm</p> <p>Longueur : 19,05 mm</p>	<p>Concave</p> <p>Diamètre extérieur: 21 mm</p> <p><u>Utilisation</u> : Plaques bout à bout d'une épaisseur minimale de 19,05 mm</p>
4		<p>Conique taraudée à trois gorges</p> <p>Diamètre de la base: 13,6 mm</p> <p>Diamètre au bout: 9,25 mm</p> <p>Longueur : 9,5 mm</p>	<p>Concave</p> <p>Diamètre extérieur : 30 mm</p> <p><u>Utilisation</u> : Plaques en recouvrement d'une épaisseur minimale de 9,5 mm</p>
5		<p>Hélicoïdale taraudée filetée</p> <p>Diamètre de la base: 19,7 mm</p> <p>Diamètre au bout: 15,75 mm</p> <p>Longueur : 16 mm</p>	<p>Concave</p> <p>Diamètre extérieur : 38 mm</p> <p><u>Utilisation</u> : Plaques en recouvrement d'une épaisseur minimale de 16 mm</p>

Un outil lisse et plus court a aussi été fabriqué à partir de l'outil no.3 auquel les filets ont été éliminés. Ce dernier, illustré à la figure 3.13, est en fait une copie de l'outil no.2 sans les filets. Le diamètre de son épaulement est identique tout comme la géométrie de la tige qui possède trois gorges mais elle est cependant un peu plus conique que la version avec filet.



Figure 3.13 –Illustration de l'outil no.2 sans les filets sur la tige

3.2 Étude thermique

La température est un paramètre très important lors du soudage puisque celle-ci influence la microstructure du matériau et par conséquent ses propriétés mécaniques. La mesure de ce paramètre est essentielle pour étudier les mécanismes physiques de SFM. Ainsi, deux méthodes de mesure de la température ont été employées. Des prises de mesure directes ont été effectuées à l'aide de thermocouples insérés dans les plaques d'aluminium alors qu'une caméra thermique a été utilisée pour mesurer les champs de température sur la surface des plaques.

3.2.1 Température des plaques d'aluminium lors du SFM

Mesures directes par TC

Des thermocouples de type N ont été utilisés en raison de leur stabilité et parce qu'ils peuvent fonctionner jusqu'à des températures élevées (1200 °C) laissant ainsi plus de latitude dans le choix du matériau à souder. Ces thermocouples ont une gaine en inconel et le type de jonction gainé sans mise à la terre (« *ungrounded* ») est choisi en raison de la meilleure protection offerte contre les dommages mécaniques et les bruits parasites. Ces thermocouples possèdent également une meilleure résistance à la corrosion. Plus spécifiquement, il s'agit du modèle TJ36-NNIN-116(U)-12 par le fabricant *OMEGA* dont le diamètre est de 1,59 mm (1/16") et la longueur est de 305 mm (12").

Durant les essais, les thermocouples ont été positionnés tel qu'illustré sur la figure 3.14. En tout, 8 thermocouples ont été disposés de façon à mesurer la distribution de la température selon une ligne perpendiculaire au joint soudé selon des coordonnées X et Z précises.

Des trous ont été préalablement percés sur la longueur des plaques afin d'insérer ces thermocouples sur une distance de 24,5 mm (1") par rapport à l'extrémité à la mi-épaisseur du matériau qu'il soit de 6,35 mm (1/4") ou de 12,7 mm (1/2"). La distance entre chaque thermocouple est de 12,7 mm (1/2"). Un ciment résistant à hautes températures assure le maintien et le bon contact (résistance de contact diminuée) entre les thermocouples et le métal. Finalement, ces outils de mesure sont reliés au système d'acquisition de données de marque *Keithley* (modèle 3706). Les figures 3.15A et 3.15B

illustrent les thermocouples insérés dans les plaques d'aluminium lors de l'expérimentation.

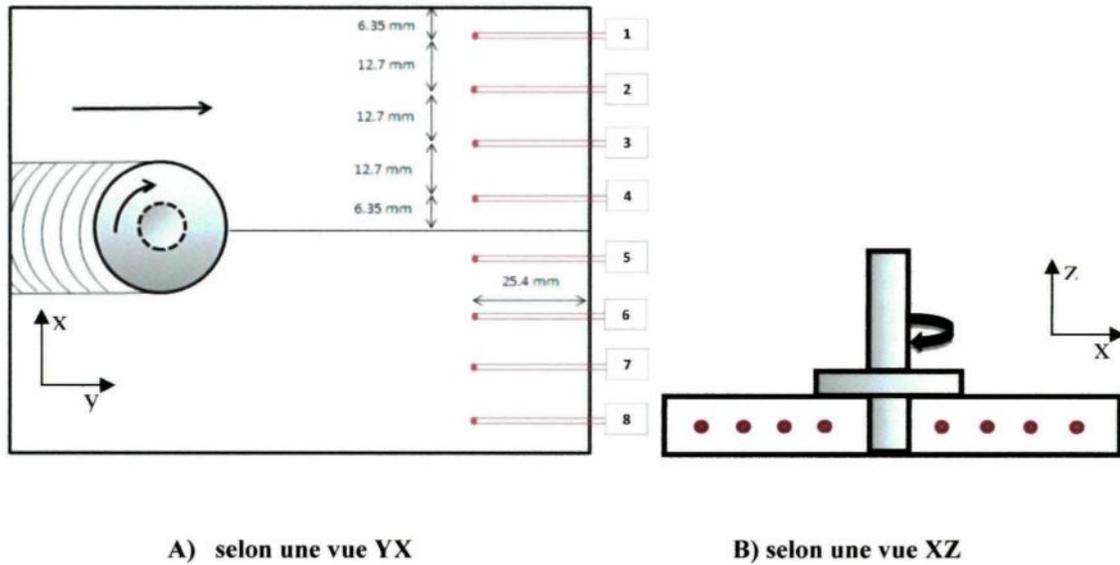


Figure 3.14 – Schéma illustrant le positionnement des thermocouples pour la prise de températures

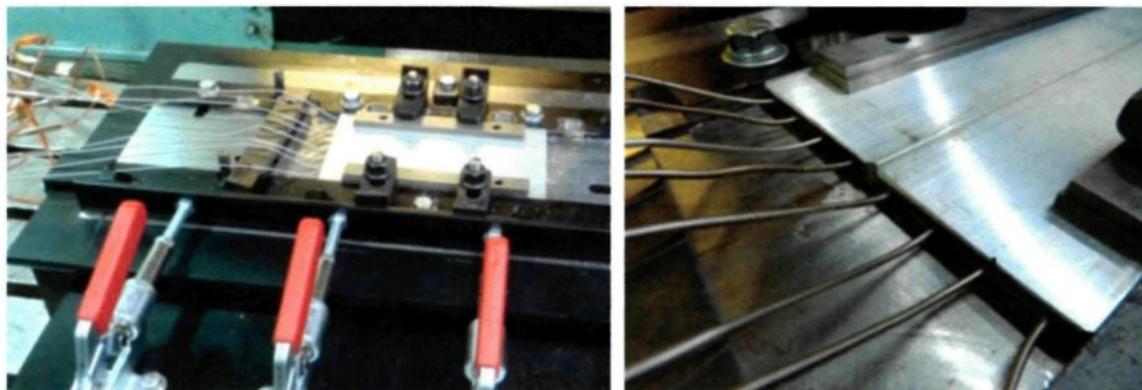


Figure 3.15 – Positionnement des thermocouples lors des expérimentations

Mesure par caméra thermique

Une caméra infrarouge a été employée pour mettre en évidence les distributions de températures sur les plaques d'aluminium. Puisqu'aucun dispositif n'entre en contact avec la surface à mesurer, cet équipement est parfaitement approprié pour les objets en mouvement (mesure de la température de l'outil en rotation). Effectivement, la mise en place de thermocouples dans la zone parcourue par l'outil lors du soudage est impossible sans les détruire.

Pour y arriver, une peinture spéciale (émissivité ≈ 1) est appliquée sur les plaques soudées pour maximiser leur émissivité et éviter les perturbations non désirées provenant du rayonnement des autres surfaces. La caméra filme ensuite le champ de température sur les plaques lors du soudage.

Erreur de mesure des thermocouples

L'erreur de mesure des thermocouples gainés sans mise à la terre peut être plus élevée que pour des thermocouples dont le point sensible est exposé. Par exemple, la distance axiale du point sensible sur le capteur est imprécise. C'est d'ailleurs pour cette raison que les thermocouples sont positionnés parallèlement à la direction de la soudure. De cette façon, les coordonnées y et z du point sensible sont connues. En revanche, la plus grande erreur est sans doute causée par les différentes couches de matériaux et les résistances de contact entre le point sensible du thermocouple et le métal. Comme cela augmente la résistance thermique, le temps de réponse et l'exactitude de l'appareil de

mesure sont affectés. Ainsi, le délai de quatre constantes de temps avant d'obtenir 98,2 % de la valeur vraie pourrait être plus long que ce que propose le fabricant du thermocouple étant donné que les données fournies par celui-ci ne tiennent pas compte des résistances de contacts et de la résistance de conduction du ciment lui-même. Cette erreur a été estimée à partir de calcul analytique. Le thermocouple ainsi que les autres composantes reliées à son utilisation ont été modélisés à partir d'un circuit RCC d'ordre 2 où « R_i » correspond aux résistances thermiques et « C_i » aux capacités thermiques du système.

Le phénomène se produit en régime transitoire et la courbe d'excitation est représentée par une sécante hyperbolique qui simule grossièrement l'élévation en température des plaques lors du soudage par friction malaxage. Les paramètres de cette dernière ont été choisis à partir des résultats de Zhang et coll. [9]. La représentation graphique est illustrée à la figure 3.16.

En soumettant le circuit RCC à l'excitation de la figure 3.16, le temps de réponse obtenu pour atteindre le régime permanent a été évalué à 10 secondes ce qui correspond à une vitesse deux fois et demi moins rapide que les spécifications du fabricant. Cette surestimation du temps de réponse sert de facteur de sécurité sur les erreurs pouvant influencer cette évaluation analytique. Cela permet aussi de voir l'effet de la constante de temps sur l'erreur des lectures. Les résultats de ces simulations réalisées à l'aide du logiciel *MATLAB* sont présentés ci-dessous. Le développement mathématique est quant à lui présenté à l'annexe 3.

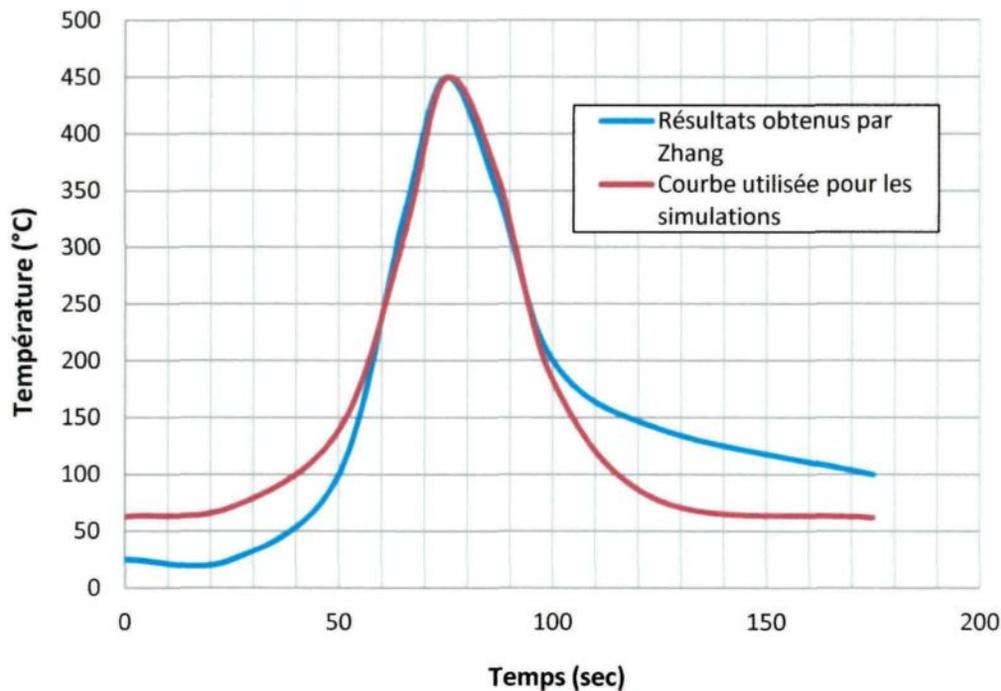


Figure 3.16 - Comparaison des résultats de Zhang avec la courbe d'excitation

D'après les résultats des figures 3.17 et 3.18, la réponse du thermocouple est très rapide malgré une constante de temps quatre fois plus lente que la valeur suggérée par le fabricant. On peut y voir que la réponse de l'instrument suit la courbe d'excitation avec un très léger retard de 1,5 secondes. Pour un temps précis, l'erreur absolue est élevée surtout si on tient compte de l'incertitude du thermocouple évaluée à 3,5 °C. Cependant, puisque le temps absolu n'est pas un facteur important pour cette étude l'étude, seule l'erreur de la température maximale est prise en compte et celle-ci est évaluée à 3 °C. En effet, que la valeur maximale soit lue quelques secondes plus tard par le thermocouple, cela n'influence pas la répartition de la température dans les plaques. Il est important de mentionner que tous les capteurs étaient coordonnés entre eux.

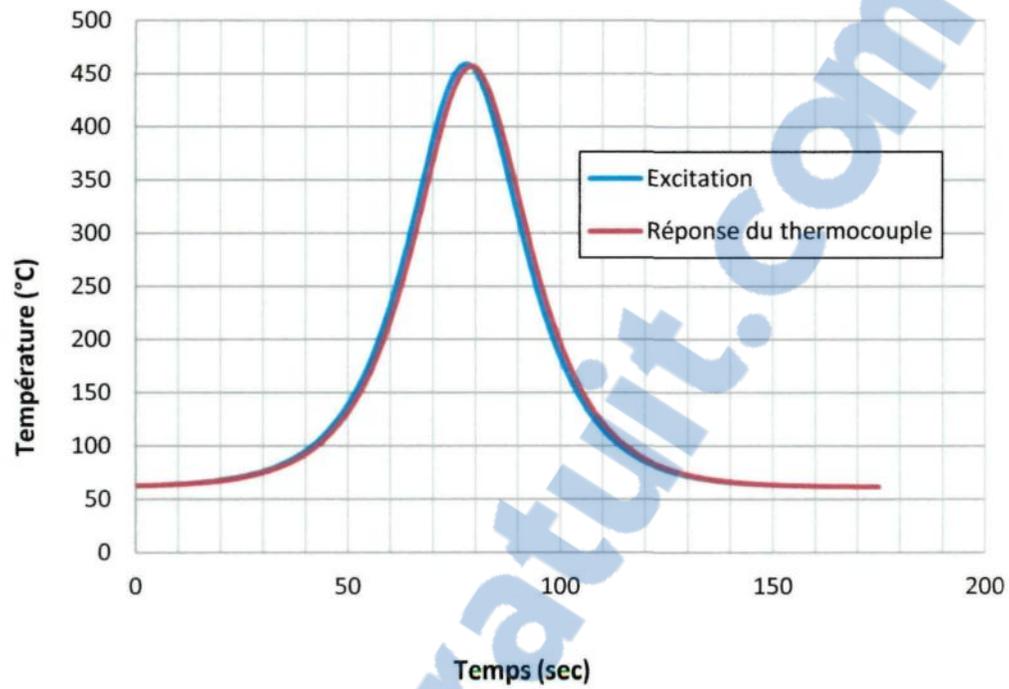


Figure 3.17 - Réponse du thermocouple soumis à l'excitation sécante hyperbolique

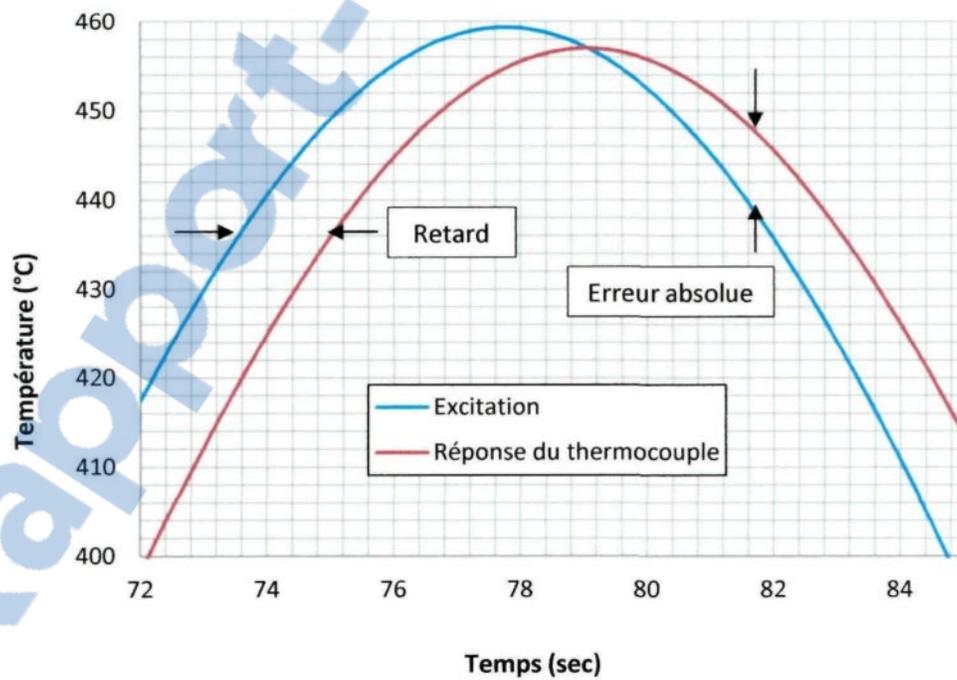


Figure 3.18. Réponse du thermocouple soumis à l'excitation sécante hyperbolique (agrandissement)

Finalement, en considérant l'incertitude du thermocouple, l'erreur est de $\pm 7,5$ °C soit de 1,6% de la température réelle. Pour cette raison, l'erreur qui a été évaluée analytiquement à partir d'un temps de réponse plus long que ce que propose la fabricant du thermocouple n'est pas considérée dans l'interprétation des résultats. De plus, toutes les mesures ont été réalisées de la même manière et avec les mêmes équipements.

3.3 Étude des déformations et « malaxage »

La déformation, le déplacement ou le « malaxage » de la matière produit par l'écoulement plastique du matériau est un autre mécanisme important du soudage par friction malaxage. Associé à la température, l'écoulement du matériau influence la microstructure du joint soudé. Il est donc important de connaître ce mécanisme afin d'obtenir un malaxage adéquat et d'éviter l'apparition de fissures ou de porosités.

Pour étudier le « malaxage », plusieurs techniques peuvent être employées tel que discuté à la section 1.2.2. Certaines de ces méthodes dont l'utilisation de traceurs et le soudage de plaques asymétriques ont été reprises dans le cadre de ce projet de maîtrise.

3.3.1 Méthode avec traceurs

Dans la méthode utilisant des traceurs, des trous de 3,18 mm (1/8") ont été percés à l'interface des deux plaques d'aluminium afin d'y insérer un traceur. De la poudre de cuivre et de fer a ensuite été placée à l'intérieur de ces trous. Ces éléments ont été choisis puisqu'il est facile de s'en procurer et parce qu'ils offrent un bon contraste avec l'aluminium lors d'une analyse en microscopie optique. Pour réaliser l'expérience, la

répartition des traceurs s'est fait selon trois configurations (voir figure 3.19) afin d'étudier l'écoulement de la matière sous plusieurs angles.

La première disposition de traceurs (configuration 1) avait pour but d'étudier l'écoulement de la matière d'un côté à l'autre sur la surface des plaques en dessous de l'épaulement. L'expérience devait permettre de voir l'effet de l'épaulement de l'outil lors du soudage. La seconde configuration visait à quantifier la quantité de matière du côté avançant qui se retrouve du côté reculant après le passage de l'outil. Contrairement à la première disposition, cette étude a été réalisée sur l'épaisseur de la soudure et non seulement sur la surface des plaques. Quant à la troisième configuration, elle consistait à étudier l'effet du vortex causé par les filets de la tige. Plus précisément, à vérifier la quantité de traceur partant du bas vers le haut ou du haut vers le bas selon l'épaisseur de la soudure.

Une fois la soudure complétée, les plaques d'aluminium ont été coupées à trois endroits où les traceurs étaient initialement positionnés. Une coupe avant, une seconde au milieu et une troisième après les traceurs ont permis d'assurer la présence de cette matière lors de la microscopie. En effet, il est très difficile de prévoir la trajectoire empruntée par les traceurs en raison de la matière retirée lors de la coupe de l'échantillon et des différentes étapes de polissage. Le polissage, le traitement chimique et l'analyse des résultats au microscope ont été réalisées tel que décrit à la section 3.4.

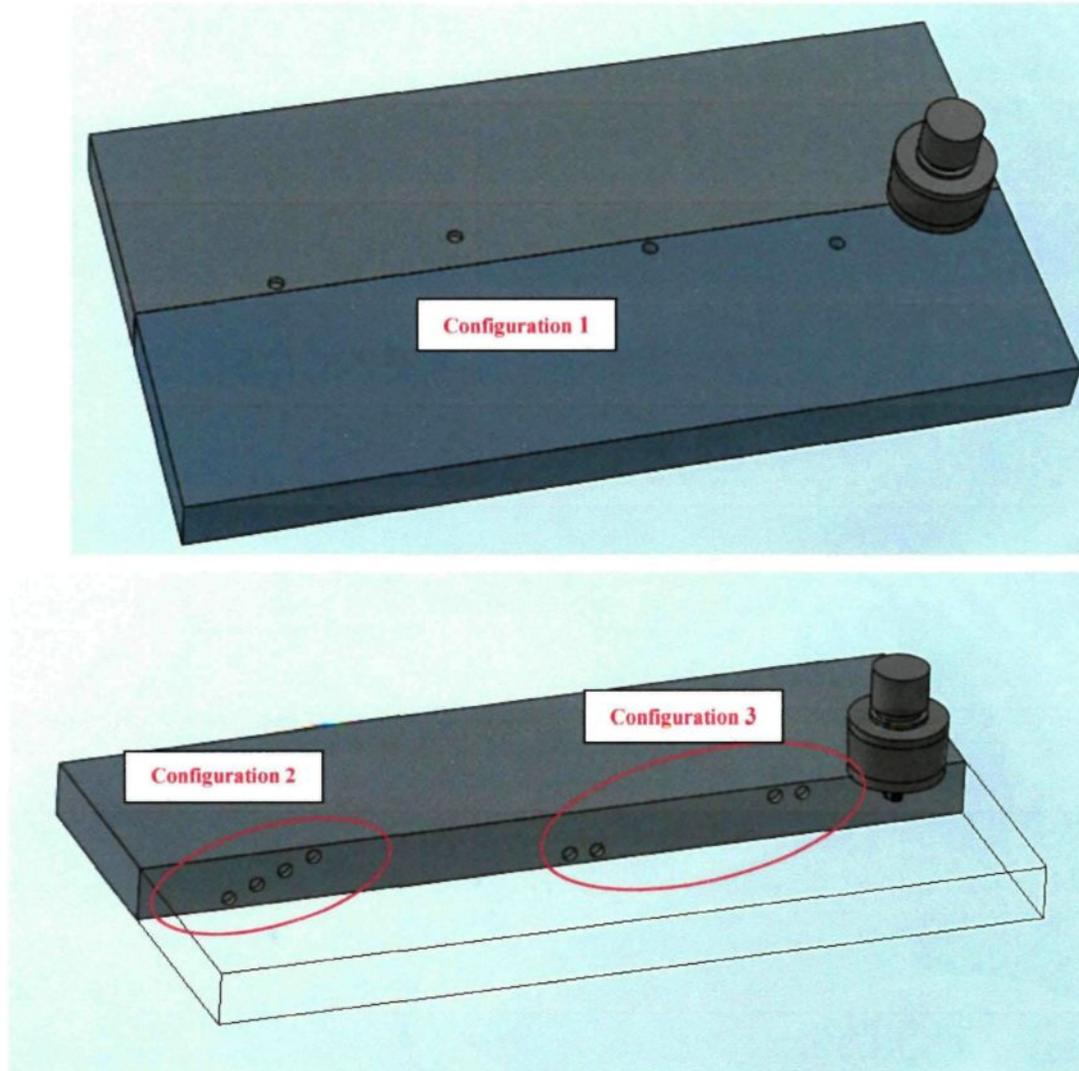


Figure 3.19 – Schéma des configurations de traceurs réalisées en laboratoire

3.3.2 Soudage asymétrique

Une méthode servant à étudier l'écoulement de la matière est d'utiliser le soudage asymétrique. Cela consiste à souder deux plaques de matériaux différents. Ainsi, comme la composition des alliages d'aluminium est différente, il peut être possible de les distinguer lors d'une étude métallographique. Dans le cas présent, les essais ont été réalisés avec les alliages d'aluminium Al6061-T6 et A356 puisque chacun d'eux possède

un élément en plus grande quantité qui crée un effet de contraste lors de l'observation micrographique. La composition et les propriétés de ces alliages sont décrites aux tableaux 3-2 et 3-3 ci-dessous.

Lors du soudage par friction malaxage asymétrique, le positionnement des alliages (côté avançant ou reculant) influence les résultats. Ainsi, toutes les combinaisons possibles ont été testées en plongeant l'outil au centre du joint de soudure. Des essais avec une décentralisation de la tige de l'outil par rapport à l'intersection des plaques telles que démontrée ci-dessous ont également été réalisés toujours dans le but de comprendre le déplacement du matériau. Ensuite, ces soudures ont été analysées au microscope après un polissage et une attaque chimique. Les paramètres de soudage sont demeurés constants pour tous les essais.

Tableau 3-2 – Composition des alliages 6061-T6 et A356 en pourcentage massique [50, 53]

<u>Élément</u>		6061-T6		A356	
Aluminium	Al	95. 8-98.6	%	91. 1-93. 3	%
Chrome	Cr	0.04-0.35	%	-	%
Cuivre	Cu	0.15-0.4	%	<= 0. 2	%
Fer	Fe	<= 0.7	%	<= 0. 2	%
Magnésium	Mg	0. 8-1. 2	%	0. 25-0. 45	%
Manganèse	Mn	<= 0. 15	%	<= 0. 1	%
Silicium	Si	0. 4-0. 8	%	6. 5-7. 5	%
Titanium	Ti	<= 0. 15	%	<= 0. 2	%
Zinc	Zn	<= 0. 25	%	<= 0. 1	%
Autre		<= 0. 15	%	<= 0. 15	%
Élément contraste par rapport au 6061				Si	

Tableau 3-3 – Propriétés mécaniques et thermiques des alliages 6061-T6 et A356 [50, 53]

	A356	A6061-T6
Caractéristiques mécaniques		
Densité	2680 kg/m ³	2700 kg/m ³
Résistance à la traction	189 MPa	290 MPa
Limite d'élasticité	94 MPa	255 MPa
Allongement avant rupture	5.00%	12.00%
Module d'Young	75 Gpa	69 Gpa
Coefficient de Poisson	0.33	0.33
Module de cisaillement	27,2 Gpa	26 Gpa
Propriétés thermiques		
Conductivité thermique	151 W/m.K	167 W/m-K
Solidus	550°C	582 °C
Liquidus	615°C	652 °C

Les échantillons d'alliage Al6061-T6 ont été soudés tels que reçu par le fournisseur c'est-à-dire qu'aucun usinage ou brossage n'a été effectué. Pour ce qui est de l'alliage A356, il provient de lingots coulés. Ce dernier a été coupé et usiné pour avoir les mêmes dimensions que les plaques de l'alliage Al6061-T6 soient de 50,7 mm de largeur par 12,7 mm d'épaisseur et 165 mm de long (2" x 1/2" x 6½").

Les configurations 1 à 5 de la figure 3.20 ont servi à étudier l'écoulement du matériau d'un côté à l'autre de la soudure. Les analyses métallographiques se sont faites selon une coupe transversale à la soudure. Les configurations 6 à 8 consistaient, quant à eux, à étudier le déplacement du matériau selon l'axe de la soudure. Plus précisément, elles ont servi à quantifier la quantité de matière transportée par l'outil du point d'entrée jusqu'au point de sortie. Pour ces essais, les analyses métallographiques se sont faites

selon une coupe longitudinale (parallèle à la ligne de soudure) et par le dessus des plaques. Finalement, les configurations 9 et 10 consistaient à déterminer l'écoulement de la matière verticalement (vortex) créé par les filets de la tige en rotation. Les analyses métallographiques ont eu lieu selon une coupe transversale à la soudure.

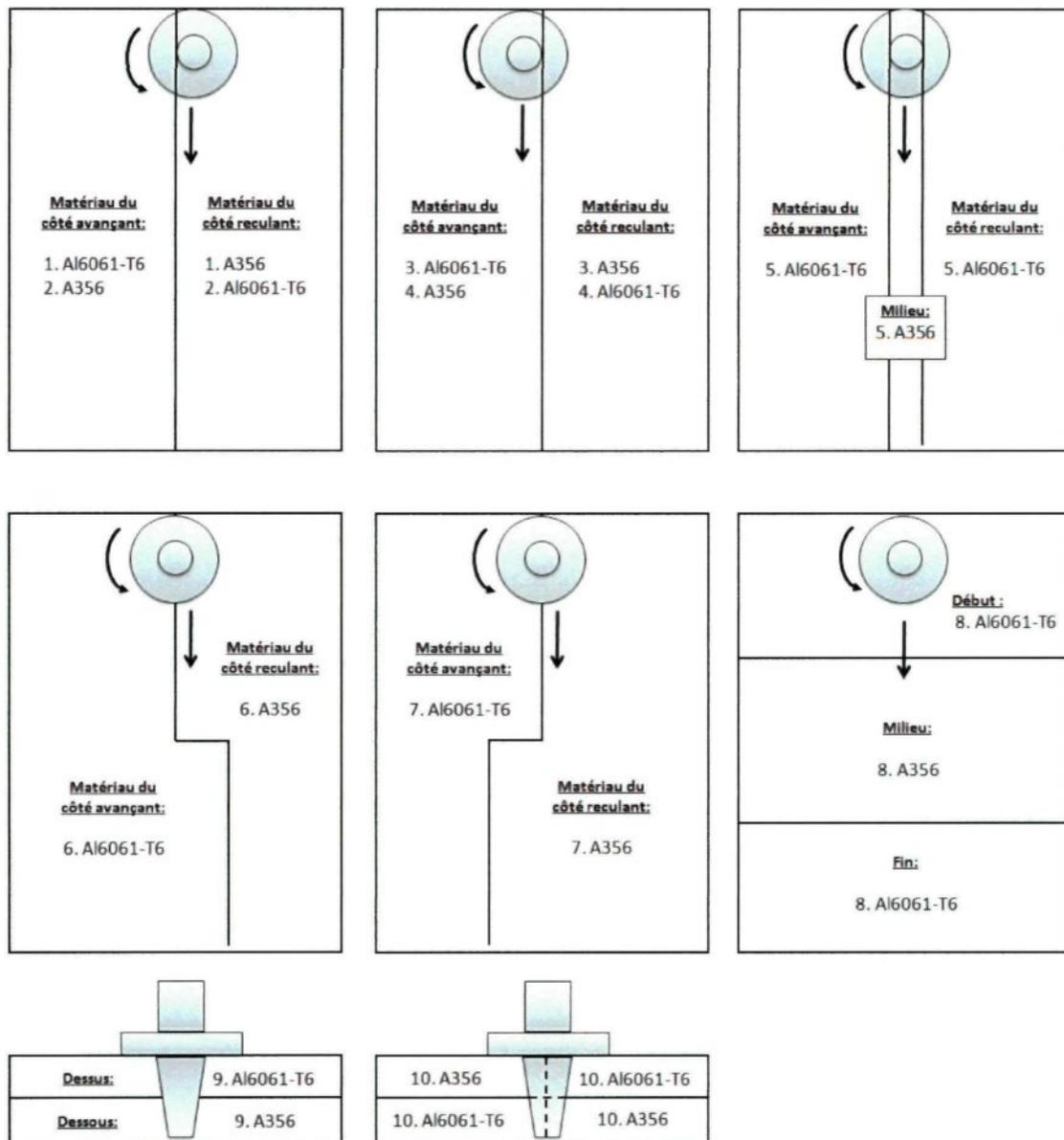


Figure 3.20 – Les dix configurations de soudage asymétrique réalisées en laboratoire

3.4 Étude microstructurale

La microstructure des soudures a été analysée afin de répertorier les défauts (trous, fissures, porosités) et de comprendre l'effet des paramètres de soudage sur la dimension des zones microstructurales typiques découlant du procédé de soudage par friction malaxage (noyau, ZAT, ZATM). Pour analyser ces microstructures, des polissages suivis d'attaques chimiques ont été requis. Les échantillons ont d'abord été sablés à l'aide d'un papier de 120 grits pendant 3 minutes et cette étape a été répétée pour les papiers de 220, 320, 500 et de 800 grits. Par la suite, des tapis de polissage utilisant une pâte de 6 microns et ensuite de 1 micron ont été employés successivement pendant 3 minutes alors que la finition des échantillons a été réalisée avec le tapis de polissage final. Quant à l'attaque chimique, les échantillons polis ont été trempés dans le Keller modifié (20ml HCl; 20ml HNO₃; 20ml H₂O; 5ml HF) pendant 25 secondes. Les échantillons polis ont ensuite été observés à l'aide du microscope *NIKON MSZ 1500* associé au logiciel *ACT-2U*. En ce qui concerne les photos prises en micrographie, elles proviennent du microscope optique *NIKON ECLIPSE ME600L* utilisant le logiciel *CLEMEX*.

3.5 Caractérisation mécanique des soudures

La caractérisation mécanique des soudures est importante puisqu'elle permet de quantifier l'efficacité des soudures et ainsi de déterminer les paramètres de soudage optimaux. Pour y arriver, plusieurs essais mécaniques peuvent être réalisés:

- essais de traction;

- essais en flexion;
- essais en cisaillement.

Dans le cadre du présent projet, seuls des essais en traction ont été réalisés dans le but de limiter le nombre d'essai expérimentaux et de déterminer les vitesses permettant d'atteindre des valeurs de résistance à la traction maximales.

Une presse de traction-compression hydraulique de marque MTS ayant une capacité de 10 tonnes a permis de faire ces essais de traction. La vitesse d'étirement (et non la vitesse de déformation) a été fixée à 1,778 mm/min (0,070 po/min) jusqu'à la rupture de l'éprouvette. Cette vitesse est environ 3 fois celle généralement utilisée dans le cadre d'essai de traction sur l'aluminium qui est de 0,508 mm/min (0,020 po/min). Cette vitesse a été choisie afin de maximiser le nombre d'essais pour la plage de temps allouée et comme il s'agissait d'essais comparatifs entre les soudures, l'erreur engendrée était de moindre importance.

Les échantillons ont été coupés dans les plaques soudées (voir figure 3.21) au nombre de trois afin de faire une moyenne et d'assurer une bonne répétition des résultats. Les éprouvettes avaient une section d'environ 12 mm x 6,35 mm et étaient positionnés à la verticale sur la presse. Lors des essais, la force était mesurée mais aucun extensomètre n'a été utilisé pour déterminer les déformations produites. Par conséquent, seules les contraintes ont été comparées au matériau de base. Les conditions d'essais utilisées pour optimiser la résistance à la traction des soudures figurent au tableau 4-2.

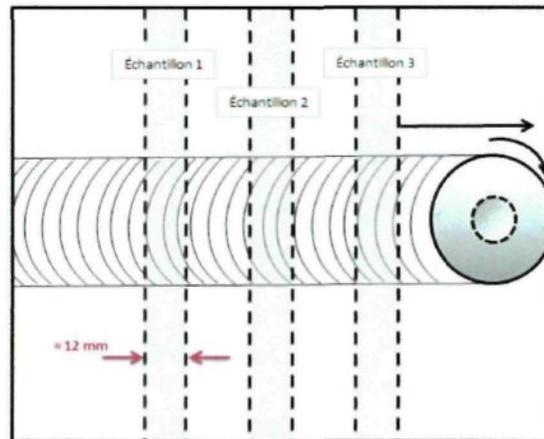


Figure 3.21 – Coupe des Échantillons pour essai de traction

3.6 Conclusion du chapitre 3

La conception et la mise en place d'un banc d'essai pour le soudage par friction malaxage était une étape importante du projet. En effet, sans ce banc d'essai, les données nécessaires pour valider tous les aspects du modèle numérique n'auraient pas été disponibles pour la géométrie d'outils utilisée et les paramètres employés.

Par ailleurs, les différents dispositifs tels que les outils de soudage, les thermocouples, les jauges extensométriques, les systèmes d'acquisition et de transmission de données, la caméra thermique, la presse hydraulique, les équipements de polissage et les microscopes ont permis d'étudier de façon complémentaire et parallèle l'effet des paramètres de soudage sur les différents mécanismes physiques découlant du procédé de soudage par friction malaxage. Entre autre, l'évolution de la microstructure du matériau a été observée. Finalement, ce banc d'essai polyvalent permettra, dans de futures projets, de recueillir d'autres données relatives au soudage par friction malaxage.

CHAPITRE 4

ANALYSES DES RÉSULTATS

À partir des méthodes expliquées aux chapitres précédents, ce chapitre fait part des résultats obtenus à l'aide du banc d'essai expérimental et du modèle numérique. Le rapport des vitesses aussi appelé l'avance de l'outil est un facteur important lors de l'analyse des résultats. Ce rapport « k » représente le nombre de tours faits par l'outil sur une distance de 25,4 mm (1 po) et est défini comme suit :

$$k = \frac{\text{vitesse de rotation [RPM]}}{\text{vitesse d'avance [mm/s]}} = [\text{tours/mm}] \quad (57)$$

4.1 Efforts exercés par l'outil

La force de compression et le couple appliqués sur l'outil de soudage a été analysé pour quelques configurations de vitesse sur des plaques de 6,35 mm (1/4") et 12,7 mm (1/2") d'épaisseur.

4.1.1 Force de compression

Les figures 4.1 et 4.2 illustrées ci-après représentent quelques-unes des courbes tracées suite aux données recueillies expérimentalement. Comme il a été décrit à la

section 3.1.1, la force axiale maximale correspond à la variation du signal (pointe lorsque l'épaulement s'appuie sur la surface des plaques) perçue à environ 17 secondes après le début de la soudure pour les cas illustrés ci-dessous. Les résultats montrent que les forces nécessaires pour plonger l'outil varient peu malgré la différence des vitesses de rotation (350 rpm versus 1500 rpm) qui sont respectivement les vitesses de rotation la plus lente et la plus rapide des essais réalisés.

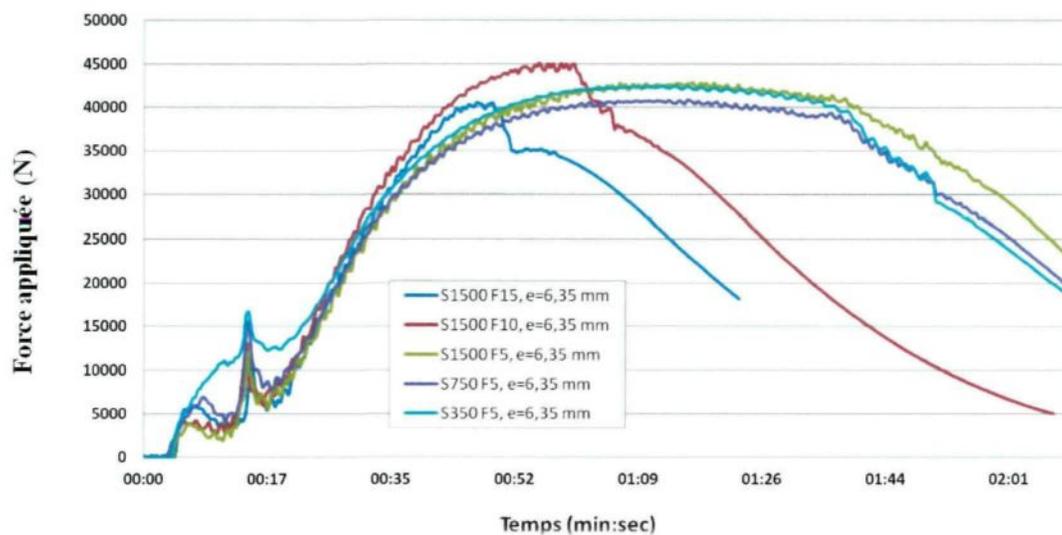


Figure 4.1 - Historique de la force de compression lors du soudage pour plusieurs essais

Sur la figure 4.2, la courbe bleue est en avance sur les autres. Cela provient du fait qu'il s'agit d'une soudure de plaques de 6,35 mm d'épaisseur comparativement à 12,7 mm pour les trois autres. Le temps de plongée est ainsi plus court pour insérer la tige dans les plaques. De plus, les courbes présentées sur cette figure montre que la force requise pour plonger des outils ayant un épaulement identique mais possédant une tige de longueur différente, est presque similaire. Cela indique que la force axiale est principalement dominée par la géométrie de l'épaulement. De ce fait, cet hypothèse est posée afin de

comparer sur une base égale les rapports de vitesse ayant servi à souder des plaques de différentes épaisseurs.

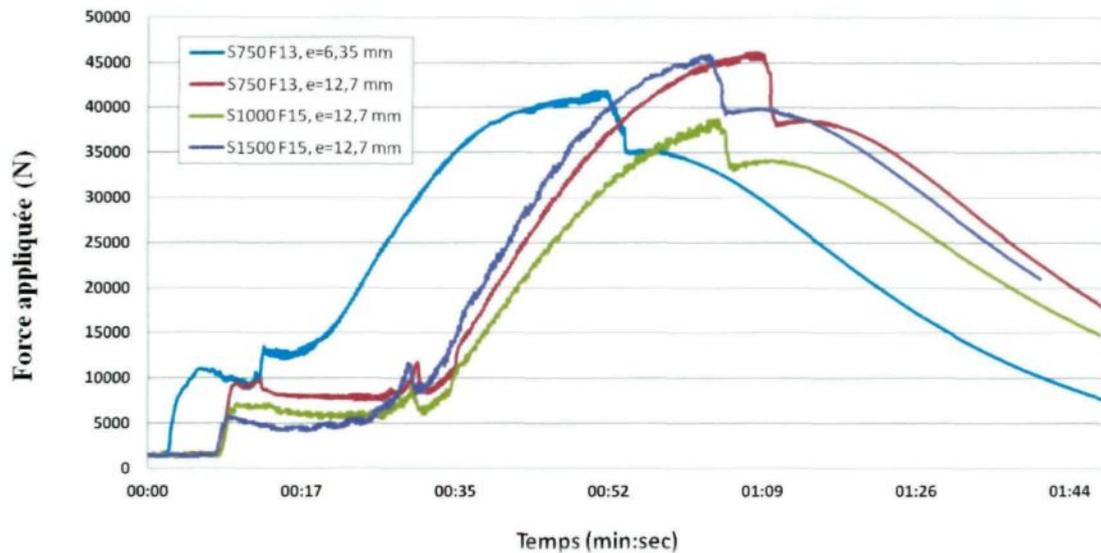


Figure 4.2 – Comparaison des historiques de la force de compression lors du soudage

Les résultats obtenus, inscrits au tableau 4-1 et présentés graphiquement à la figure 4.3, montrent que la force appliquée varie en fonction du rapport de vitesses « k » pour un rapport inférieur à 3,15 tours par millimètre. Au delà de ce rapport, la force axiale requise est presque constante. Cela peut être lié à la température du matériau qui s'élève à mesure que l'avance de l'outil augmente rendant ainsi le matériau plus malléable. Ce phénomène apparaît également sur le graphique de l'historique de la force de compression (figures 4.1 et 4.2) lorsque l'épaulement s'appuie sur les plaques. À ce moment, la force augmente ponctuellement pour aussitôt redescendre une fois que le matériau devient plus chaud en raison de la friction supplémentaire créée par cette partie de l'outil.

Tableau 4-1 - Force et couple appliqués sur l'outil selon différents rapport de vitesse

Vitesse de rotation RPM	Vitesse d'avance mm/s (po/min)	Avance de l'outil "k" tours/mm (tours/po)	Épaisseur des plaques mm - (po)	No Outil	Force axiale approximative (N)
350	2,12 (5)	2,75 (70)	6,35 (1/4)	1	7 000
750	2,12 (5)	5,91 (150)	6,35 (1/4)	1	6 000
750	5,5 (13)	2,28 (58)	6,35 (1/4)	1	7 000
1 000	5,5 (13)	3,03 (77)	6,35 (1/4)	1	6 000
1 250	4,66 (11)	4,49 (114)	6,35 (1/4)	1	5 000
1 500	2,12 (5)	11,81 (300)	6,35 (1/4)	1	5 500
1 500	4,23 (10)	5,91 (150)	6,35 (1/4)	1	5 000
1 500	6,35 (15)	3,94 (100)	6,35 (1/4)	1	5 500
500	6,35 (15)	1,30 (33)	12,7 (1/2)	2	10 000
750	5,5 (13)	2,28 (58)	12,7 (1/2)	2	8 000
1 000	6,35 (15)	2,64 (67)	12,7 (1/2)	2	5 500
1 500	6,35 (15)	3,94 (100)	12,7 (1/2)	2	6 000

En résumé, la force axiale exercée par l'outil est reliée à la géométrie de l'épaulement qui empêche le reflux de matériau de déborder vers l'extérieur et au rapport des vitesses qui influence la température du matériau donc sa malléabilité. Quant aux forces axiales exercées par les outils no.4 et no.5, elles n'ont malheureusement pas été mesurées car la fraiseuse à commande numérique a atteint sa limite de force maximale en compression lors de la phage de plongée. Ainsi, pour souder des plaques en recouvrement avec ces deux outils, la force demandée est supérieure à celles des outils précédents puisque la tige et l'épaulement sont plus imposants.

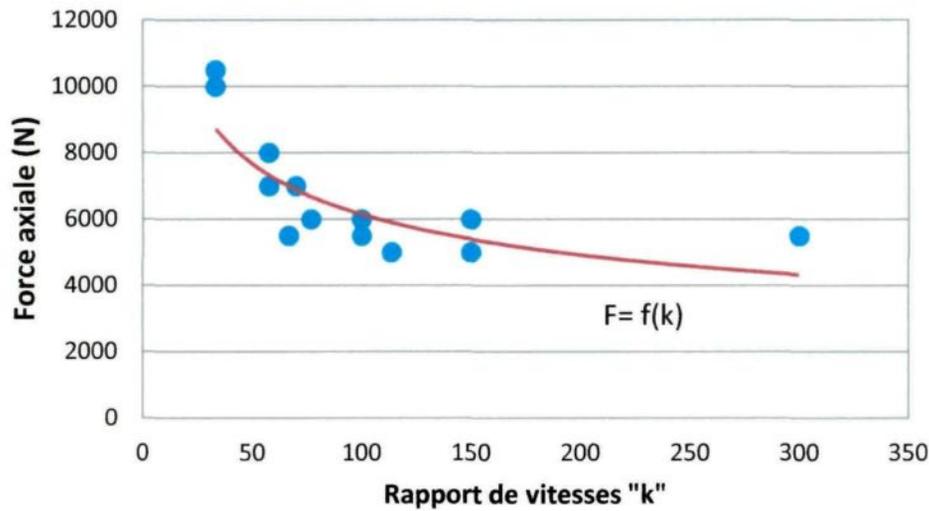


Figure 4.3 - Force de compression exercée par l'outil selon le rapport de vitesses

4.1.2 Couple

Les figures 4.4 et 4.5 représentent les résultats obtenus pour neuf combinaisons de vitesse et d'épaisseur différentes. Contrairement à la force axiale, il est clair que le couple appliqué par l'outil est influencé par la vitesse de rotation de ce dernier. À une vitesse de 350 tours par minute, le couple est d'environ 90 Nm alors qu'il est d'environ 40 Nm pour une vitesse de 1500 tours par minute. Cela représente une réduction du couple de 55 % pour une réduction de vitesse de 76 %. Cette observation peut être reliée à la température des plaques puisqu'une rotation élevée occasionne une hausse de la température qui rend le matériau plus facilement déformable. De ce fait, le couple nécessaire pour assurer une rotation de l'outil dans le matériau est plus faible. Il est aussi possible qu'une vitesse élevée provoque un effet de glissement plus grand en raison de l'élévation en température qui amène une diminution de la valeur du coefficient de friction. Par conséquent, l'effet de collage entre le matériau soudé et l'outil se retrouve diminué tout comme le couple

requis pour réaliser la soudure. Finalement, la vitesse d'avance de l'outil ne semble avoir aucune influence sur le couple.

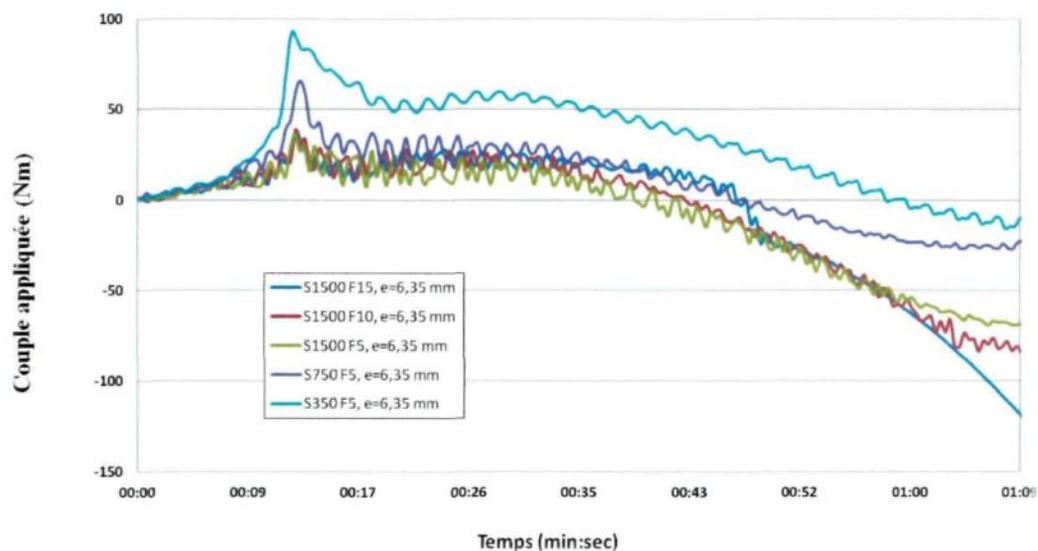


Figure 4.4 - Historique du couple appliqué sur l'outil lors du soudage pour plusieurs essais

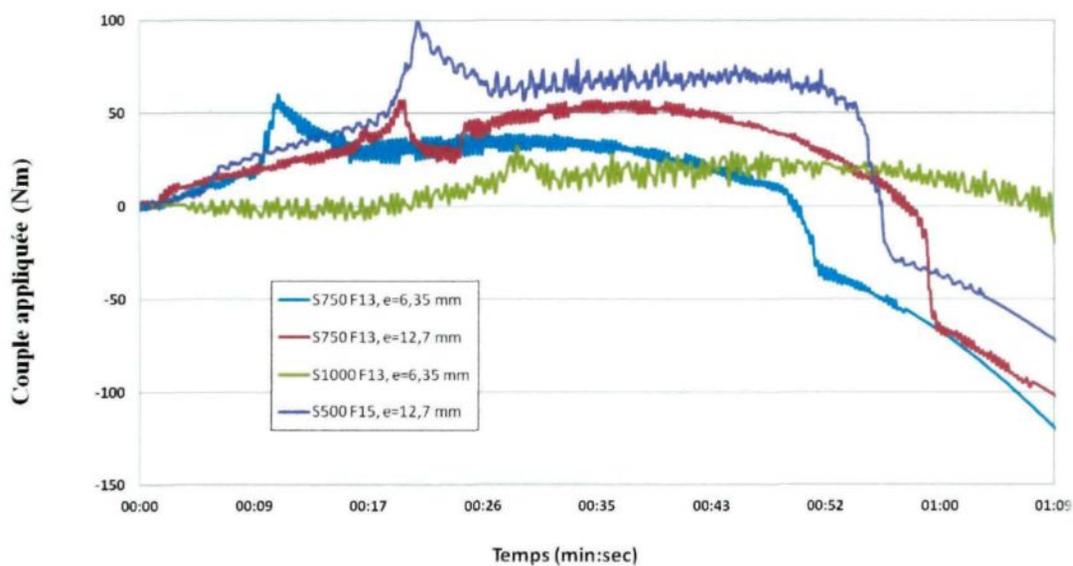


Figure 4.5 – Comparaison des historiques du couple appliqué sur l'outil lors du soudage

4.2 Historique et distribution des températures dans les plaques

Des mesures de température dans les plaques soudées ont été prises selon les deux méthodes décrites précédemment à la section 3.2. Le résultat de ces mesures, réalisées à l'aide de thermocouples et d'une caméra thermique, sont présentées ci-dessous.

4.2.1 Mesure directe par thermocouple

Les thermocouples insérés dans les plaques d'aluminium Al6061-T6 tel que décrit à la section 3.2.1 et précisé sur la figure 3.14, ont permis d'obtenir des données sur l'historique des températures pour différents rapports de vitesses. Faisons d'abord l'analyse d'une seule expérimentation.

Sur la figure 4.6, l'historique thermique montre des changements de température très rapides lors du passage de l'outil. Pour les thermocouples situés à 6,35 mm du centre de la soudure (TC4 et TC5), la température passe de 23°C à 440°C en seulement 17 secondes, atteint un maximum et redescend à 100°C en 25 secondes. Ce temps de 25 secondes représente la plage temporelle requise après le passage de l'outil pour que la température dans les plaques redevienne uniforme.

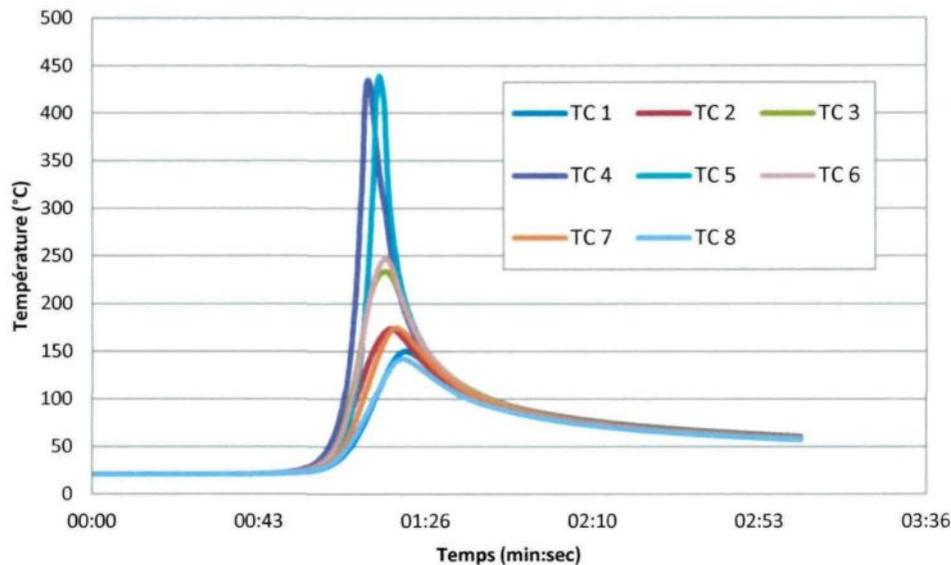


Figure 4.6 – Historique de la température pour des vitesses de 1000 RPM et 4,23 mm/s (10 po/min)

Les figures 4.7 à 4.10 illustrent l'effet des vitesses de soudage sur le profil de température à la mi-épaisseur du matériau soudé. Ces résultats montrent que la température atteinte par les plaques est reliée majoritairement à vitesse de rotation de l'outil. Pour une vitesse de rotation assez élevée, par exemple à 1000 tours par minute, les températures maximales atteintes semblent peu influencées par la vitesse d'avance puisqu'elles sont toutes près de 450°C (figures 4.7 et 4.8). À l'inverse, pour une vitesse de rotation plus faible, à 500 tours par minute, la vitesse d'avance a une influence plus importante qu'à haute vitesse de rotation comme le démontre les courbes des figures 4.09 et 4.10 qui atteignent respectivement 445°C (à V=5 po/min) et 375°C (à V=10 po/min).

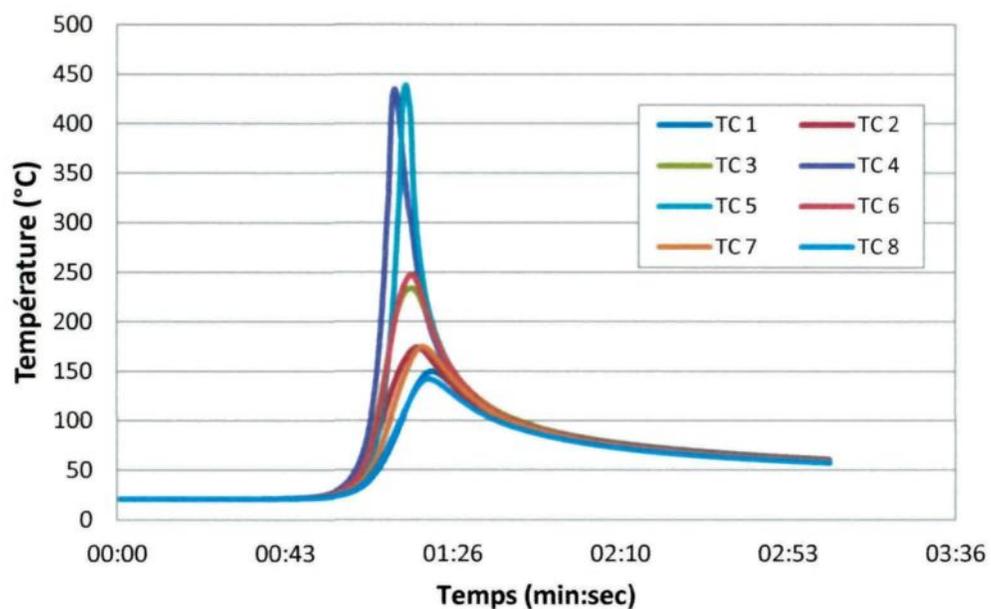


Figure 4.7 – Historique thermique pour des vitesses de 1000 tours/min et 6,35 mm/s (15 po/min)

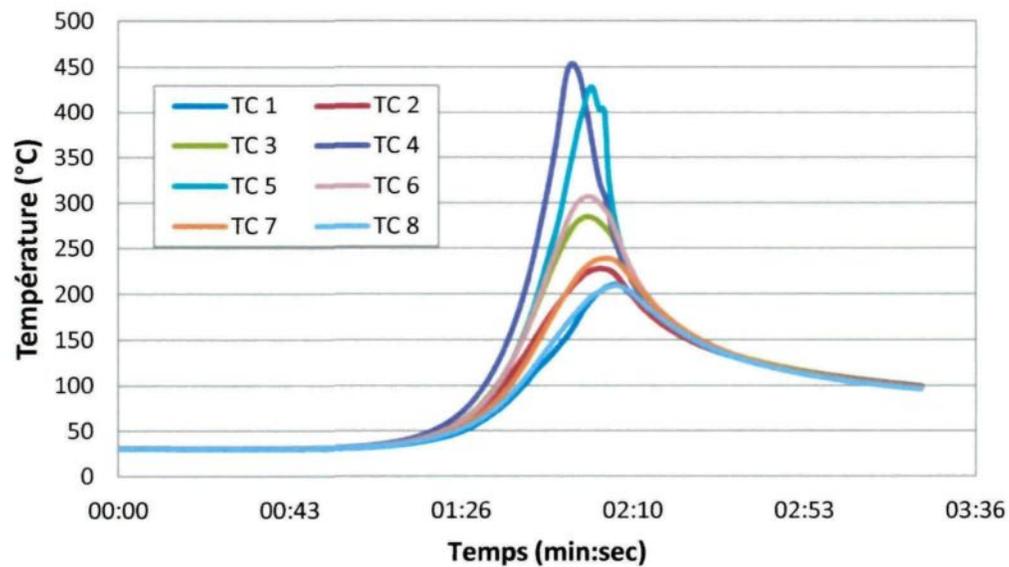


Figure 4.8 - Historique thermique pour des vitesses de 1000 tours/min et 2,12 mm/s (5 po/min)

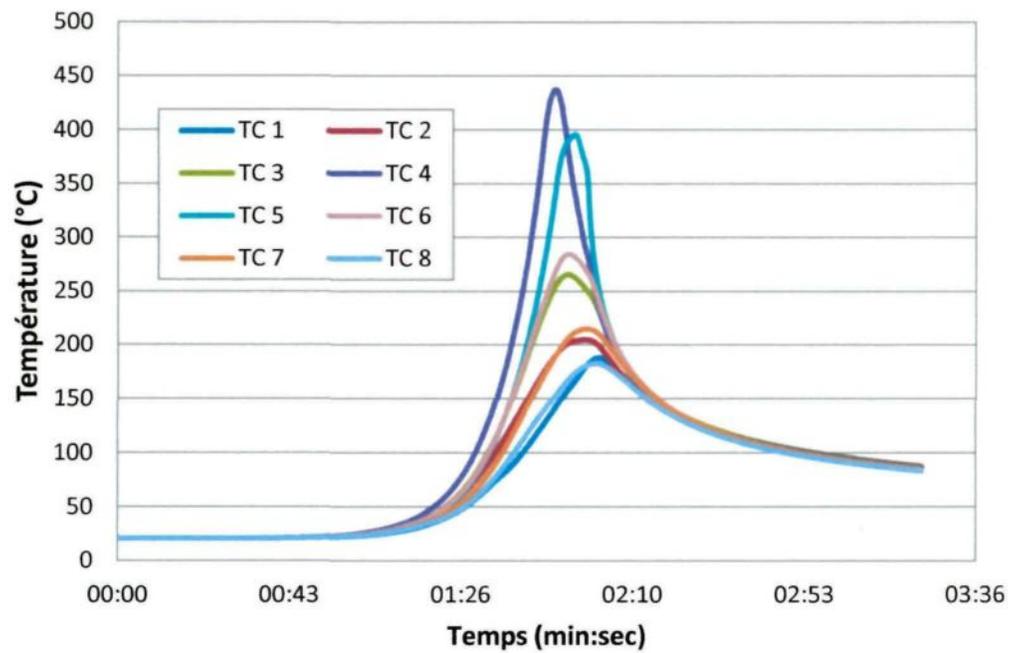


Figure 4.9 - Historique thermique pour des vitesses de 500 tours/min et 2,12 mm/s (5 po/min)

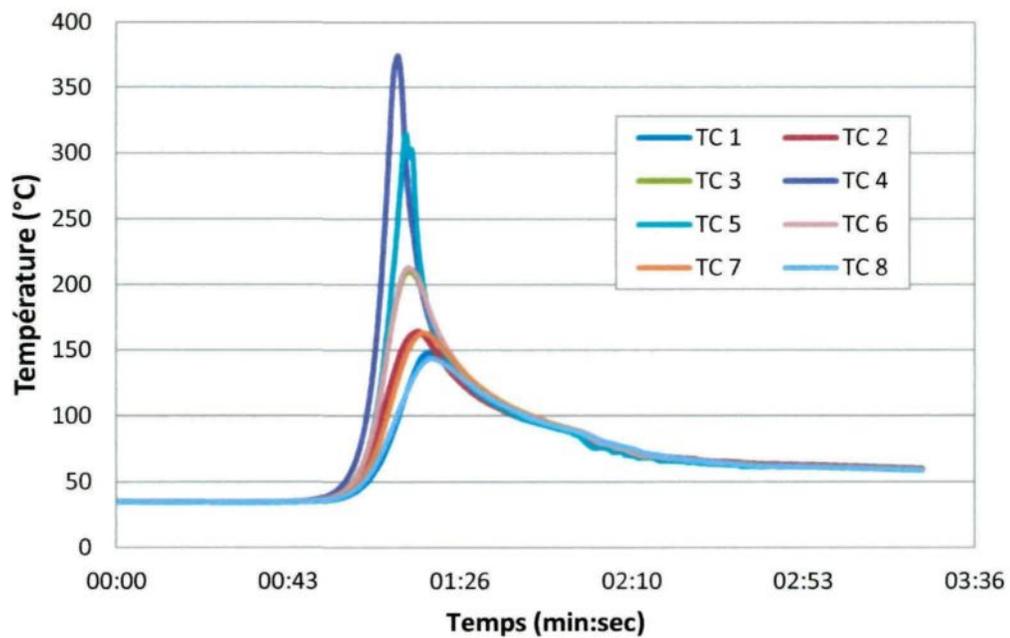


Figure 4.10 - Historique thermique pour des vitesses de 500 tours/min et 4,23 mm/s (10 po/min)

Les résultats montrent qu'un rapport « k » faible provoque une différence de température de quelques dizaines de degrés entre le côté avançant et le côté reculant de la soudure. Cette remarque est surtout observable au niveau des thermocouples 4 et 5 (TC 4 et TC 5) situés près du passage de l'outil. Cette asymétrie n'est pas observable pour une vitesse d'avance faible ou un ratio « k » élevé puisque la chaleur a le temps de se propager de façon plus uniforme dans les plaques.

La figure 4.11 présente la distribution des températures maximales selon une coupe transversale aux soudures. Ces données proviennent des températures maximales atteintes par chacun des thermocouples figurant sur les graphiques discutés précédemment. Pour bien visualiser l'influence des vitesses sur un même graphique, seules quelques courbes sont présentées.

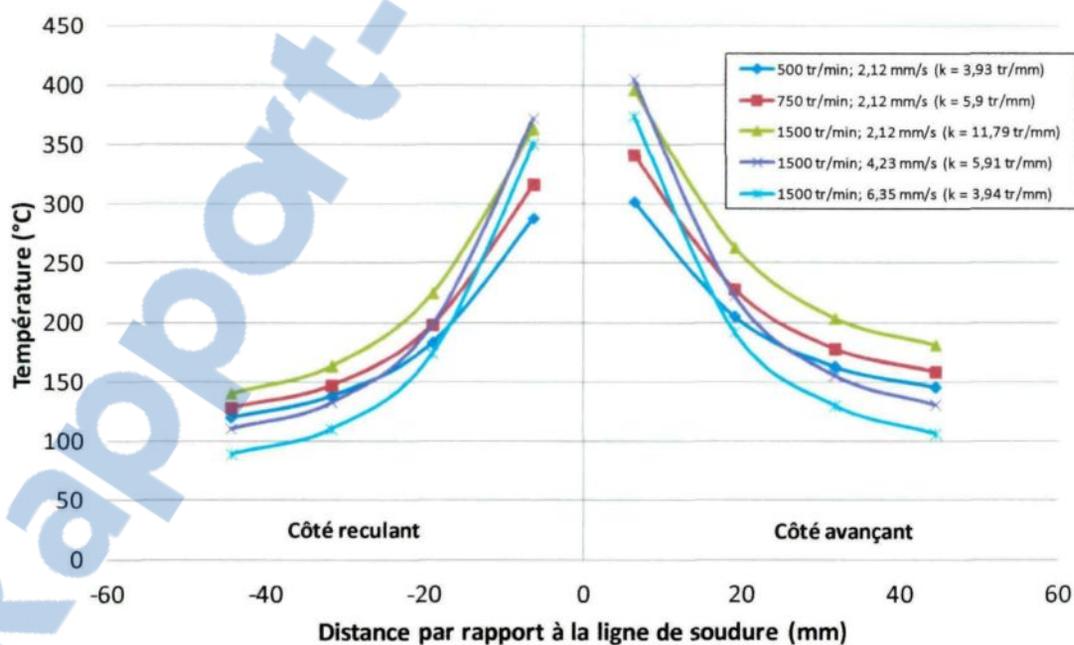


Figure 4.11 – Distribution de la température pour différents rapports de vitesse selon une coupe transversale

Selon la figure 4.11, des vitesses élevées avec un avance de l'outil " k " faible provoquent une augmentation de température supérieure au centre de la soudure mais plus faible aux extrémités des plaques par rapport à un même rapport mais pour des vitesses plus basses. Cela contribue à augmenter la taille de la ZAT et de la ZATM. À l'opposé, un ratio élevé avec des vitesses élevées se répercute par des températures plus hautes en tout point par rapport aux autres cas.

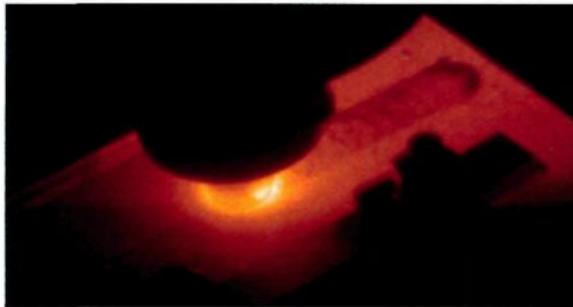
Finalement, pour tous les cas, la température du côté avançant est légèrement supérieure en raison de l'opposition des vitesses (vitesse tangentielle de l'outil en sens contraire à la vitesse linéaire des plaques) qui provoque un frottement plus intense à cet endroit et aussi plus de déformation.

4.2.2 Mesure par caméra thermique

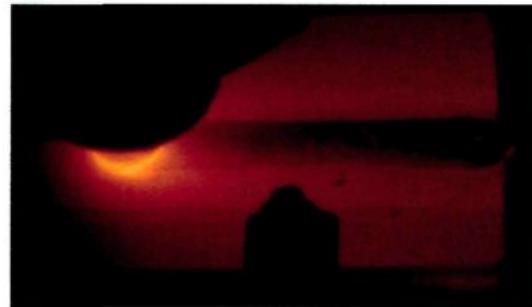
La caméra thermique a permis d'obtenir des résultats intéressants et complémentaires aux données enregistrées par les thermocouples. Effectivement, la caméra offre une vue globale du champ de température sur la surface des plaques et au niveau de l'outil (voir figure 4.12). Malheureusement, le logiciel de traitement de données ne permettait pas de visualiser, à posteriori, l'échelle de température associée aux couleurs orangées sur les photos. Néanmoins, il est possible de voir qualitativement la propagation du champ de température à mesure que la soudure se réalise. Corroborant les courbes présentées précédemment, l'augmentation de la température se fait assez rapidement. Sur les images présentées, la surface est visible seulement quelques centimètres en avant de l'outil

puisque le reste est noir en raison de la température trop basse par rapport à celle de l'outil. De plus, la partie soudée affiche une diminution de la teinte orangée qui devient aussi plus uniforme immédiatement après le passage de l'outil tel que l'ont indiquées les courbes de température offertes par les thermocouples.

La partie soudée affiche une couleur plus foncée et même presque noire sur certaines photos. Cela est lié à l'outil qui élimine la peinture à cet endroit lors du soudage. La surface du joint redevient de couleur métallique et, par le fait même, son émissivité est diminuée par rapport aux restes des plaques qui sont toujours noires. Puisque son émissivité est diminuée, son rayonnement est moindre et laisse croire que la surface est plus froide alors qu'en réalité, la zone soudée est la partie la plus chaude.



A) plaques de 6,35 mm d'épaisseur



B) plaques de 12,7 mm d'épaisseur

Figure 4.12 – Images captées par la caméra thermique à 1000 tours/minute et 4,23 mm/s

Par ailleurs, ces mesures permettent de confirmer que la température maximale se situe toujours sous l'épaulement et que la chaleur se propage très rapidement dans le matériau et vers l'environnement.

Finalement, l'analyse en temps réel des mesures prises par la caméra thermique indique une température d'environ 325°C à l'endroit le plus orangé sur les photos

(contour de l'épaulement). La température atteinte à la surface des plaques à 12 mm à gauche de l'outil (côté reculant) est, quant à elle, d'environ 165°C selon les vitesses employées. Il s'agit donc d'une différence importante entre l'intérieur des plaques (≈ 250 °C selon les thermocouples) et la surface qui se refroidit beaucoup plus rapidement. D'autre part, les images démontrent clairement que l'outil de soudage atteint des températures identiques ou plus élevées que la surface des plaques pendant le procédé. Ainsi, une certaine quantité de chaleur provoquée par la friction est évacuée par l'outil ce qui en résulte par des températures plus faibles qu'en supposant une condition complètement adiabatique autour des plaques comme le font la plupart des modèles numériques. Il est alors important de tenir compte de l'échange thermique entre l'outil et les plaques soudées lors des simulations numériques.

4.3 Essais mécaniques sur les soudures

Plusieurs soudures réalisées à partir de combinaisons de vitesses différentes ont été soumises à des essais de traction sur une presse hydraulique. Ces essais mécaniques ont eu pour but de caractériser les soudures et de définir une plage de vitesse permettant d'obtenir une résistance à la traction maximale pour des plaques de 6,35 mm d'épaisseur. Le tableau des résultats 4-2 où figurent les contraintes ultimes atteintes pour chaque échantillon est présenté ci-dessous.

Tableau 4-2 – Données relatives aux essais de traction

No essai	Paramètres du SFM			Dimension de la section des échantillons (mm)	Force max à la rupture (N)	Résistance à la traction (MPa)	Résistance à la traction moyenne (MPa)
	vitesse de rotation RPM	Vitesse d'avance mm/s (po/min)	K Tours/mm (tours/po)				
6.1	750	2,96 (7)	4,22 (107)	6.42 x 12.45	15 527	194.26	196.63
6.2				6.43 x 11.37	14 154	193.60	
6.3				6.5 x 11.23	14 049	192.47	
6.4				6.47 x 10.56	13 460	197.00	
6.5				6.47 x 11.38	14 715	199.85	
6.6				6.45 x 11.47	14 986	202.56	
7.1	750	6,35 (15)	1,97 (50)	6.40 x 11.20	13 945	194.55	202.46
7.2				6.35 x 10.94	14 244	205.04	
7.3				6.50 x 9.20	12 426	207.79	
8.1	500	6,35 (15)	1,97 (50)	6.43 x 11.76	11 230	148.51	172.58
8.2				6.48 x 11.35	13 473	183.19	
8.3				6.39 x 11.91	14 158	186.03	
9.1	1000	2,96 (7)	2,81 (71)	6.48 x 11.72	15 086	198.64	202.80
9.2				6.44 x 11.98	15 861	205.58	
9.3				6.44 x 11.13	14 634	204.17	
10.1	1250	2,96 (7)	5,62 (143)	6.29 x 11.00	14 051	203.08	203.46
10.2				6.3 x 12.42	16 012	204.64	
10.3				6.28 x 11.84	15 069	202.66	
11.1	1000	2,96 (7)	7,03 (179)	6.41 x 11.81	16 257	214.75	213.47
11.2				6.39 x 11.25	15 378	213.92	
11.3				6.44 x 11.95	16 296	211.75	
12.1	1000	4,66 (11)	3,58 (91)	6.43 x 10.77	15 184	219.26	220.08
12.2				6.45 x 12.49	17 703	219.75	
12.3				6.45 x 12.06	17 210	221.25	
13.1	1500	6,35 (15)	2,62 (67)	6.49 x 12.66	15 790	192.18	194.17
13.2				6.45 x 11.53	14 589	196.17	
13.3				6.46 x 11.53	14 462	194.16	
14.1	500	2,12 (5)	11,81 (300)	6.48 x 11.90	11 598	150.40	151.10
14.2				6.46 x 10.77	10 626	152.73	
14.3				6.46 x 11.68	11 330	150.16	

No essai	vitesse de rotation RPM	Vitesse d'avance mm/s (po/min)	K Tours/mm (tours/po)	Dimension de la section des échantillons (mm)	Force max à la rupture (N)	Résistance à la traction (MPa)	Résistance à la traction moyenne (MPa)
15.1	1500	6,35 (15)	3,94 (100)	6.5 x 11.58	16 332	216.98	218.06
15.2				6.46 x 12.87	18 226	219.22	
15.3				6.46 x 10.70	15 068	217.99	
16.1	1000	5,5 (13)	3,03 (77)	6.28 x 12.75	16 228	202.67	201.50
16.2				6.35 x 10.59	13 512	200.93	
16.3				6.38 x 9.11	11 677	200.91	
17.1	750	4,66 (11)	2,68 (68)	6.43 x 12.01	14 664	189.89	196.28
17.2				6.45 x 11.04	14 163	198.90	
17.3				6.44 x 9.50	12 240	200.07	
18.1	1250	4,66 (11)	4,47 (114)	6.29 x 11.03	13 995	201.72	199.50
18.2				6.33 x 9.57	12 072	199.28	
18.3				6.39 x 10.25	12 936	197.50	
19.1	1250	5,5 (13)	3,79 (96)	6,5 x 12,25	16 671	209.37	203.84
19.2				6,5 x 12,8	16 533	198.71	
19.3				6,5 x 12,64	16 714	203.43	
19.4	1250	5,5 (13)	3,79 (96)	6.30 x 12.03	15 274	201.53	202.68
19.5				6.35 x 10.50	13 607	204.08	
19.6				6.35 x 10.05	12 919	202.44	
20.1	1250	6,35 (15)	3,28 (83)	6.27 x 12.45	16 013	205.13	205.29
20.2				6.38 x 12.56	16 301	203.42	
20.3				6.31 x 10.58	13 840	207.31	
21.1	1500	5,5 (13)	4,54 (115)	6.30 x 10.82	14 087	206.66	209.07
21.2				6.36 x 10.73	14 233	208.56	
21.3				6.37 x 11.57	15 623	211.98	
22.1	750	3,81 (9)	3,28 (83)	6.33 x 11.49	13 750	189.05	194.14
22.2				6.35 x 11.92	14 771	195.15	
22.3				6.35 x 11.16	14 047	198.22	
23.1	750	2,12 (5)	5,91 (150)	6.37 x 12.58	14 657	182.90	186.79
23.2				6.45 x 11.35	13 776	188.18	
23.3				6.46 x 9.75	11 922	189.28	
24.1	350	2,12 (5)	2,76 (70)	6.42 x 11.33	n/d	n/d	179.16
24.2				6.35 x 12.87	14 735	180.30	
24.3				6.40 x 11.20	12 761	178.03	

No essai	vitesse de rotation RPM	Vitesse d'avance mm/s (po/min)	K Tours/mm (tours/po)	Dimension de la section des échantillons (mm)	Force max à la rupture (N)	Résistance à la traction (MPa)	Résistance à la traction moyenne (MPa)
25.1	1000	4,23 (10)	3,94 (100)	6.37 x 12.55	15 337	191.85	193.87
25.2				6.44 x 9.37	11 564	191.64	
25.3				6.40 x 10.6	13 440	198.11	
26.1	1000	2,12 (5)	7,87 (200)	6.25 x 11.75	13 997	190.60	190.12
26.2				6.31 x 11.20	13 204	186.83	
26.3				6.23 x 11.89	14 292	192.94	
27.1	500	2,12 (5)	3,94 (100)	6.29 x 12.56	15 347	194.26	195.46
27.2				6.27 x 12.07	14 856	196.30	
27.3				6.32 x 11.87	14 689	195.81	
28.1	500	4,23 (10)	1,97 (50)	6.36 x 11.68	14 863	200.08	201.82
28.2				6.36 x 11.25	14 400	201.26	
28.3				6.33 x 11.25	14 537	204.14	
29.1	350	2,96 (7)	1,97 (50)	6.35 x 11.21	13 164	184.93	186.39
29.2				6.33 x 11.30	13 386	187.14	
29.3				6.33 x 10.66	12 626	187.11	
30.1	500	2,12 (5)	3,94 (100)	6.28 x 11.08	14 145	203.28	207.97
30.2				6.33 x 10.92	14 388	208.15	
30.3				6.35 x 11.35	15 314	212.48	
31.1	750	5,5 (13)	2,27 (58)	6.33 x 11.64	14 865	201.75	209.05
31.2				6.27 x 12.02	15 843	210.22	
31.3				6.26 x 11.31	15 236	215.20	

À partir des essais de traction réalisés sur les soudures inscrites au tableau 4-2, plusieurs constatations peuvent en découler. Tout d'abord, la soudure possédant la limite de rupture la plus élevée (soit de 220 MPa) a été exécutée pour une vitesse de rotation de 1000 tours par minute et une vitesse d'avance de 6,35 mm/sec (15 po/min) ce qui donne un rapport de nombre de tours par pouce « k » de 2,6 (67 tours/po). Son efficacité est évaluée à environ 71 % de la résistance à la traction du matériau de base établie à 310 MPa. Si l'on compare cette soudure à celles possédant un rapport avoisinant les 2,6 tours

par millimètre (67 tours/po) mais pour des vitesses plus faibles (soudures no. 8 : 172 MPA , no. 17 : 196 MPA et no. 24 : 179 MPA), son efficacité est de beaucoup supérieure.

Dans le même ordre d'idées, en comparant les soudures no. 15, 25, 27 et 30 effectuées avec un rapport « k » de 3,93 tours par millimètre (100 tours/po), celle réalisée avec le plus haut RPM, c'est-à-dire la soudure 15, possède une efficacité supérieure aux autres (218 MPA vs 194 MPA, 195MPa et 208 MPA). Cependant, la soudure 30 réalisée avec des vitesses trois fois plus faibles possède également une bonne résistance (208 vs 218 MPA) tandis que la soudure 25 située entre les deux (vitesses deux fois plus faibles) est loin derrière avec seulement 194 MPA. L'ampleur des vitesses de soudage n'est donc pas le seul facteur gouvernant l'efficacité des soudures puisque la résistance à la traction de la soudure 25 aurait dû se situer entre les deux autres. Par exemple, les soudures ont pu être influencées par la température initiale du banc d'essai qui dilate ou contracte le porte-outil provoquant une pénétration différence de la tige et de l'épaulement d'une soudure à l'autre (rappelons que la fraiseuse est asservie en position et non en contrôle de force). L'usure de l'outil peut également influencer la profondeur de pénétration. De ce fait, une pénétration trop profonde crée une bavure sur le côté reculant de la soudure et provoque une concentration de contrainte au niveau de la bavure. D'ailleurs, la majorité des soudures possédant une bavure ont fissuré à cet endroit lors des essais de traction comme l'illustre la figure 4.13. À l'opposé, une pénétration trop faible a souvent provoqué des trous et des fissures qui occasionnent des soudures peu efficaces.



Figure 4.13 - Rupture d'un échantillon de soudage à l'endroit de la bavure

Les soudures présentant les meilleurs résultats sont celles sans bavure (ou avec une bavure très petite) et aucun trou/fissure apparents. Cependant, des soudures sans bavure ont aussi offert des résultats médiocres. Il faut donc combiner adéquatement l'effet des vitesses de soudage et la pénétration de l'outil pour obtenir un joint efficace. Cela n'est pas facile puisque le deuxième paramètre est difficile à contrôler en raison de la dilatation thermique du porte-outil. À titre d'exemple, une variation de 20°C pour un cylindre en acier 4340 ($\alpha = 12,6 \times 10^{-6}$) correspond à une déformation de $2,52 \times 10^{-4}$ soit d'un déplacement de 0,05 mm (0,002 po) pour le porte-outil de 200 mm. Ce déplacement, combinée à la variation de l'épaisseur des plaques de 6,35 mm (variant entre 6,26 et 6,5 mm sur les échantillons testés) est suffisante pour créer des bavures ou de mauvaises soudures dû au manque de pénétration. Il est à noter que l'utilisation d'un banc d'essai asservi en contrôle de force ne permettrait pas d'éviter ce problème car, en variant les vitesses de soudage, les forces changent. Il devient alors impossible d'effectuer un déplacement plus précis de l'outil en conservant une force constante entre les divers essais.

Finalement, les essais de traction démontrent que les meilleures soudures ($R_m > 210$ MPa) ont été effectuées avec une vitesse de rotation supérieure ou égale à 1000 tours par

minute et pour un rapport « k » inférieur ou égal à 3,93 tours par millimètre (100 tours/mm). À l'opposé, les plaques soudées avec des vitesses très faibles (moins de 500 RPM) ou avec un avance de l'outil « k » à plus de 7,8 tours par millimètre (200 tours/mm) présentent les pires résultats. Il est ainsi préférable d'avoir une vitesse de rotation élevée pour assurer le bon « malaxage » du matériau, tel que discuté précédemment dans l'étude des températures obtenues lors du soudage. Des vitesses trop basses ont généré moins de chaleur, donc de plus faibles températures sont atteintes au niveau de l'outil, ce qui ne favorise pas le malaxage du matériau. D'autre part, des vitesses trop élevées ont amené le matériau à des températures avoisinant le point de fusion de ce dernier. Il est donc probable que ces chaleurs aient créé un film de liquide au pourtour de l'outil abaissant ainsi les propriétés du matériau soudé.

4.4 Macro et microstructure des soudures

Des métallographies de la majorité des soudures ont été réalisées pour étudier l'effet des vitesses sur la microstructure. De plus, d'autres métallographies ont aussi été faites pour étudier les influences de l'épaisseur, du positionnement initial du matériau et de l'absence de filets sur la tige de l'outil pour des paramètres de soudage identiques.

4.4.1 Effet des vitesses

Cette étude vise à déterminer la variation des zones de soudage (ZAT, ZATM, noyau) en fonction des vitesses de rotation et d'avance de l'outil pour des plaques d'aluminium Al6061-T6 de 6,35 mm d'épaisseur soudées bout à bout. Pour y parvenir,

différents essais de soudage ont été réalisés en modifiant les vitesses de rotation et d'avance et le rapport entre celles-ci. Les photos présentées ci-dessous illustrent les différentes microstructures des échantillons soudés. Sur ces images, le côté avançant est identifié par « *c.a.* » alors que le côté reculant par « *c.r.* ».

À partir des figures précédentes (4.14 A à F), plusieurs constats peuvent être émis. Tout d'abord, l'écoulement du matériau provoqué par l'épaulement de l'outil est plus perceptible pour une vitesse de rotation élevée (1000 rpm ou plus) même si le rapport « *k* » est faible. L'endroit correspondant à la jonction de la tige et de l'épaulement dans la macrostructure est aussi plus lisse qu'à faible vitesse de rotation. Cela peut s'expliquer par les températures atteintes dans le matériau. Plus celles-ci sont élevées, plus le matériau est facile à déformer. La ZAT et la ZATM sont également plus larges pour les cas à vitesse de rotation élevée. Le noyau (« nugget ») reste cependant de la même largeur pour toutes les soudures puisqu'il correspond à la géométrie de la tige de l'outil. À faible vitesse de rotation, la ZATM est plus étroite et l'outil laisse une trace beaucoup plus perceptible. De plus, la marque laissée par l'épaulement est minime. Pour la soudure 4.14A (500 tours/min; 2.96 mm/sec), l'épaulement ne mélange le matériau que sur une très fine couche contrairement à la soudure 4.14B (1000 tours/min; 2.96 mm/s) où cette couche est de 3 à 4 fois plus épaisse.

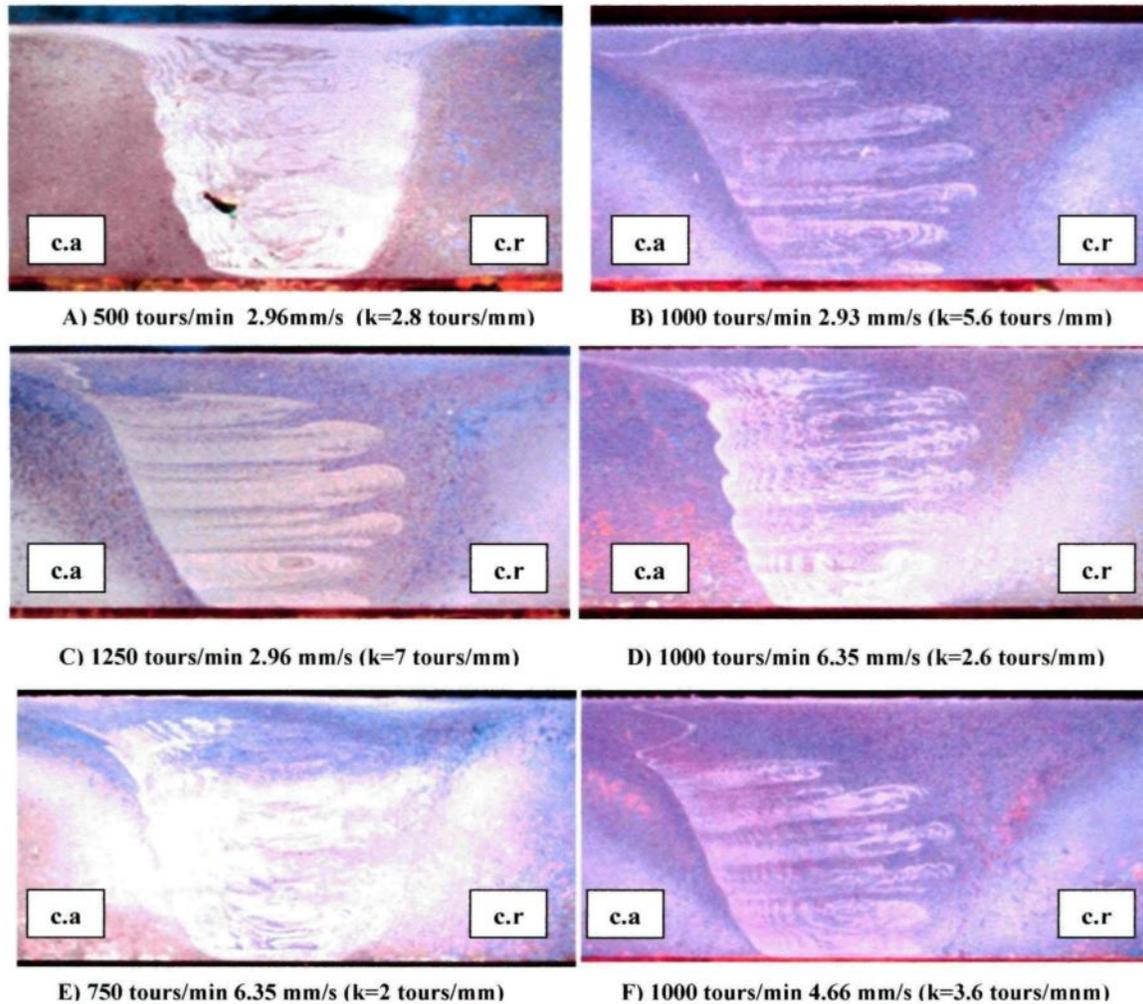


Figure 4.14 – Microstructure des soudures de 6,35 mm d'épaisseur à un zoom de 200X

D'autre part, les plaques soudées selon un rapport de vitesses « k » inférieur à 3,15 tours/mm (80 tours/po) peuvent causer des trous comme le démontrent la figure 4.14A (500 tours/min et 2.96 mm/s). Ces trous sont le résultat d'un mauvais « malaxage » principalement dû à un apport de chaleur trop faible qui ne permet pas au matériau moins déformable, en raison des températures moins élevées, de suivre la déformation provoquée par l'outil. Cependant, quand l'apport de chaleur est adéquat comme à la figure 4.14D (1000 tours/min; 15 mm/s), la soudure ne présente aucun trou puisque le matériau devient assez ductile pour se déformer. Tel que mentionné précédemment, il est

préférable que la vitesse de rotation soit élevée lorsque le rapport « k » est petit ce qui est en corrélation avec les essais de traction présentés à la section 4.3.

4.4.2 Effet de l'épaisseur des plaques

Pour étudier l'effet de l'épaisseur des plaques, des soudures de 6,35 mm (réalisé avec l'outil no.1) et de 12,7 mm d'épaisseur (réalisé avec l'outil no.2) ont été analysées. Les figures 4.15A et 4.15B, montrant la macrostructure de soudures asymétriques, représentent bien l'ensemble des métallographies observées. Il s'agit des alliages d'aluminium A356 (côté avançant) et Al6061-T6 (côté reculant) assemblés avec une vitesse de rotation de 1000 tours par minute et une vitesse d'avance de 2,12 mm/s (5 po/min). Ces métallographies ont été choisies en raison de la qualité des images. Des soudures homogènes en aluminium 6061-T6 aurait aussi pu être prises mais les zones typiques n'étaient pas aussi bien définies.

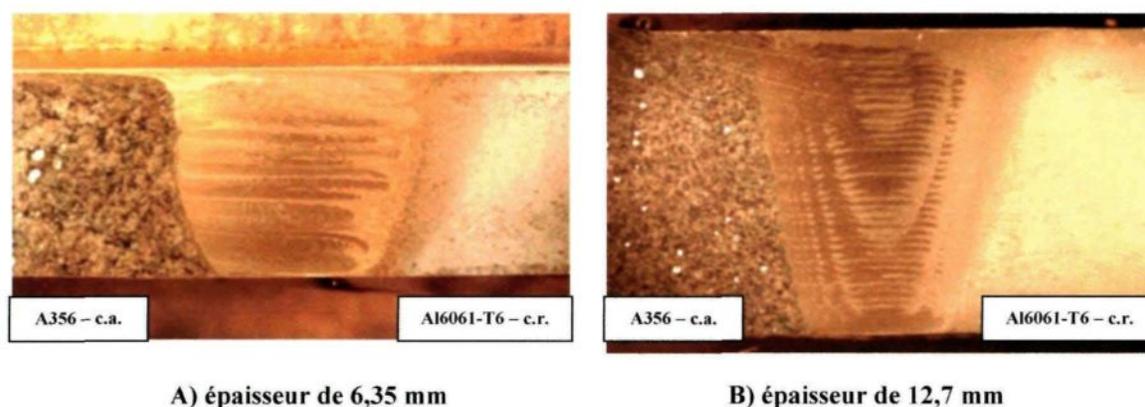


Figure 4.15 – Comparaison des soudures asymétriques

Premièrement, on note que l'effet de l'épaulement (diamètre de 21 mm) sur les plaques de 12,7 mm est presque inexistant. Cela montre que l'écoulement du matériau

est plus influencé par la tige que par l'épaulement dans ce cas-ci. Cela pourrait être dû au rapport de la surface de la tige par rapport à la surface de l'épaulement qui est plus élevé pour l'outil no.2 que l'outil no.1. Deuxièmement, la microstructure résultant du passage de la tige est très différente. Pour une épaisseur de 6,35 mm, le noyau est de forme plus arrondi et les extrémités de ce dernier sont bien définies. Pour la soudure de 12,7 mm, les lignes marquant les extrémités du noyau sont plutôt droites, suivant ainsi la géométrie de la tige de l'outil. De plus, le côté avançant de cette soudure présente une démarcation plus définie que le côté reculant plutôt confondu au matériau de base. Finalement, les traces laissées dans le noyau par les filets de l'outil no.2 sont clairement perceptibles et apparaissent de manière constante. Quant à l'outil no.1, les filets provoquent aussi des traces mais de façon moins uniforme. Pour cet outil, la présence d'anneaux, communément appelé par son nom anglais « onion rings », est plus marquée.

Compte tenu de ce qui précède, les métallographies peuvent être assez distinctes pour deux soudures réalisées à partir d'outils de géométrie similaire mais conçus pour des épaisseurs différentes. En conclusion, le rapport de la surface de la tige sur la surface de l'épaulement est un paramètre qui influence l'écoulement du matériau.

4.5 Écoulement et « malaxage » du matériau

La section qui suit fait part de l'étude de l'écoulement du matériau et du « malaxage » à partir de la méthode des traceurs et de soudures asymétriques.

4.5.1 Traceurs

De la poudre de cuivre, de fer et même de plastique a été utilisée comme traceur pour étudier l'écoulement du matériau. En ce qui concerne le plastique, il n'était pas assez résistant à haute température et a juste été consumé. Aucune trace de ce matériau n'a pu être décelée lors de la métallographie.

Quant au cuivre et au fer, ils sont perceptibles lors des métallographies réalisées sur les coupes décrites à la section 3.3.1. Ces métallographies sont présentées à la figure 4.16.

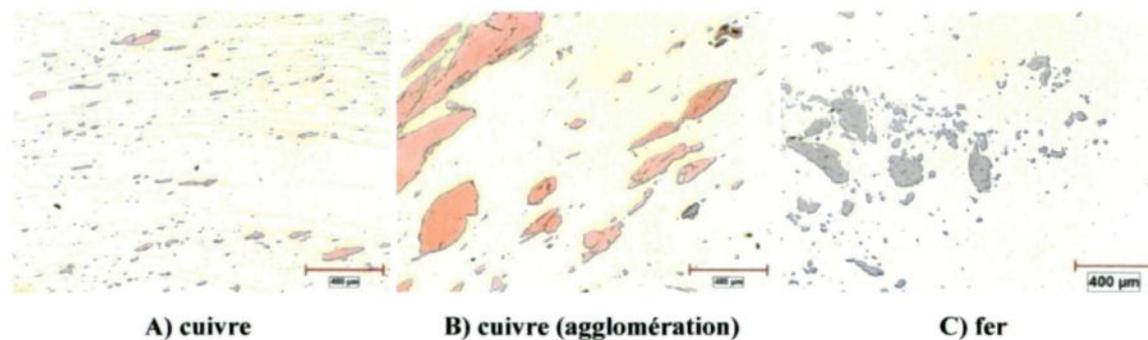


Figure 4.16 - Métallographie des soudures avec traceurs

Malheureusement, il est très difficile de déterminer exactement le chemin emprunté par les traceurs en raison de plusieurs facteurs. Premièrement, la poudre de cuivre forme des agglomérations. Cela laisse des trous à certains endroits et ne semble pas laisser d'indice quant au niveau de malaxage. Néanmoins, la position finale est connue approximativement. Deuxièmement, le découpage et le polissage des échantillons servant à la métallographie éliminent plusieurs millimètres de matière. Il est donc possible que la majorité du traceur fasse partie de cette matière retirée. Troisièmement, les traceurs

rendent le polissage difficile puisque certaines particules se retrouvent sur les tapis et endommagent les échantillons. L'analyse devient donc très ardue puisque les défauts de polissage cachent une partie de la microstructure.

Sommairement, les traceurs employés n'ont pas offert de résultats concluants en raison des facteurs énumérés ci-dessus. Le but, qui était d'étudier l'écoulement du matériau lors du soudage par friction malaxage, n'a pas été atteint avec la méthode, les traceurs et les équipements disponibles dans les laboratoires de l'université.

4.5.2 Soudage asymétrique

Afin d'étudier les déformations et le niveau de mélange des matériaux soudés, l'approche de la section 3.3.2, soit le soudage de plaques de matériau différent, a été utilisée. Celles-ci consiste à étudier le déplacement de la matière lors du soudage dans différentes directions : d'un côté à l'autre de la soudure, du haut vers le bas et dans l'axe du soudage. Pour parvenir à cette fin, les alliages discutés précédemment, soient les alliages A356 et Al6061-T6 ont été utilisés. Les plaques soudées présentées dans cette section ont toutes une épaisseur de 12,7 mm (1/2") et les vitesses de soudage ont été fixées à 1000 tours par minute et 2,12 mm/s (5 po/min). De nombreux tests ont été réalisés. Les résultats de ces essais sont présentés ci-dessous.

Configurations de référence

Pour le premier cas, la configuration utilise l'alliage A356 du côté avançant (c.a.) et l'alliage Al6061-T6 du côté reculant (c.r.) alors que pour le deuxième cas, le positionnement des alliages est inversé tel qu'indiqué sur la figure 4.17. Cette étude permet de visualiser le déplacement de la matière d'un côté à l'autre de la soudure dans le cadre d'une soudure par friction malaxage traditionnelle c'est à dire lorsque l'outil est plongé au centre de l'intersection des deux plaques mises bout à bout. Il s'agit donc des résultats de référence auxquels seront comparées les autres configurations. Les analyses métallographiques sont réalisées selon une coupe transversale.

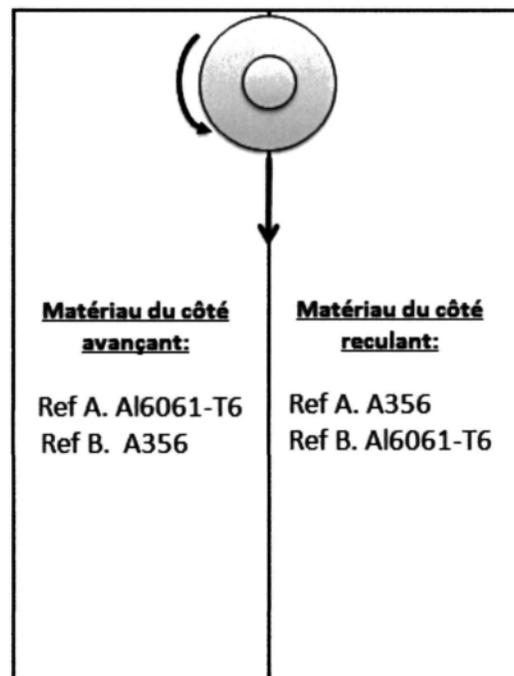


Figure 4.17 – Configurations de soudage de référence A et B

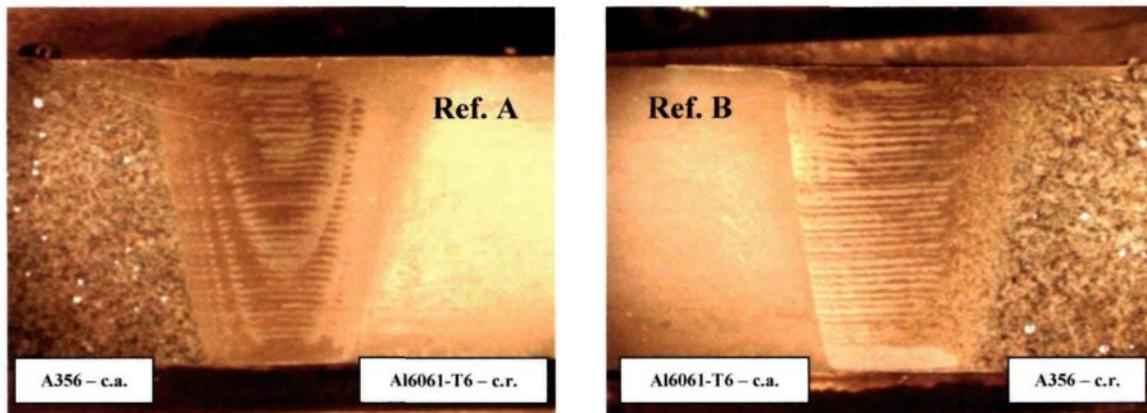


Figure 4.18 – Macrographies des références A et B

Selon les figures 4.18A et 4.18B, le profil d'écoulement est presque identique peu importe le côté où les alliages sont situés. Les premiers millimètres de l'épaisseur de la soudure (surface en contact avec l'épaulement) sont composés principalement de l'alliage provenant du côté reculant alors que les derniers millimètres (sous la tige) sont constitués de l'alliage provenant du côté avançant. Quant à la limite de la ZATM qui est faiblement perceptible du côté reculant, elle est similaire pour les deux soudures.

Pour les paramètres de soudage employés, cette première analyse a permis de constater qu'il n'y a pas de différence significative dans le comportement des deux alliages d'aluminium utilisé lors du soudage. Cela représente un avantage notable dans l'étude du mécanisme de malaxage/déformation. C'est pourquoi les mêmes paramètres de soudage ont été employés pour tous les essais de soudage asymétriques.

Les quatre photos présentées ci-dessous à la figure 4.19 illustrent l'effet des filets de l'outil sur la microstructure de la zone soudée. Dans cette zone, le niveau de mélange est tel que les particules de silicium (Si) en grande quantité dans l'alliage A356 (en bleu sur

les photos) apparaissent sous forme de couches successives entrecoupées par des couches de l'alliage Al6061-T6 (en blanc, figures 4.19A et 4.19B). Ces couches sont causées par les filets de la tige de l'outil. Cependant, les extrémités gauches et droites du noyau et de la ZATM sont principalement constituées du matériau initialement de ce côté telles que l'illustrent les figures 4.19C et 4.19D.

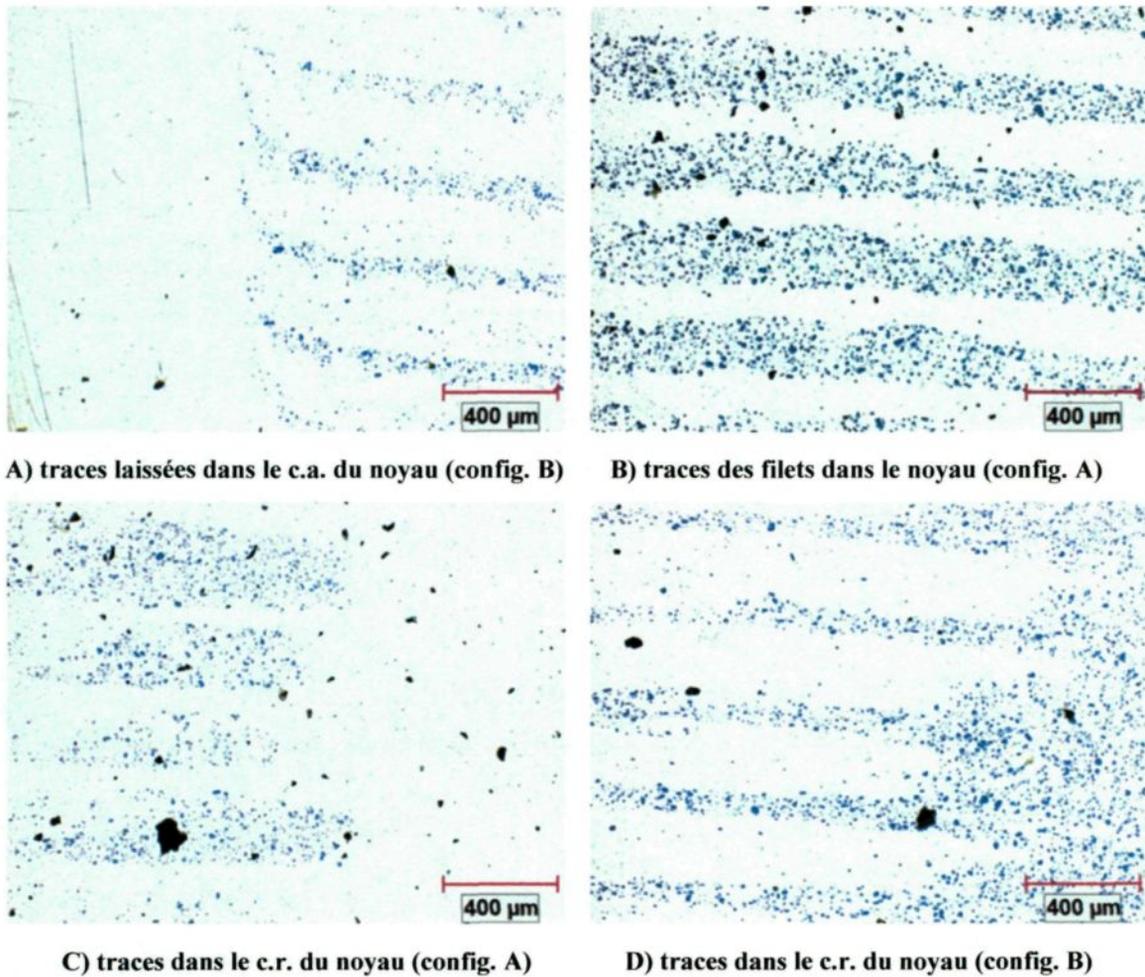


Figure 4.19 - Micrographies des configurations de références selon une coupe transversale

Configurations 1 et 2

Afin de déterminer le déplacement de la matière d'un côté à l'autre de l'outil de soudage, le centre de ce dernier est déplacé par rapport à l'interface entre les deux matériaux et plongé du côté reculant des soudures. Comme l'intersection des plaques est située à gauche du diamètre de la tige à son bout le plus étroit (fond de la soudure), seule une petite quantité du métal située sur le côté avançant est atteinte par cette tige telle qu'illustré à la figure 4.20. Les analyses métallographiques des soudures ainsi effectuées sont aussi réalisées selon une coupe transversale.

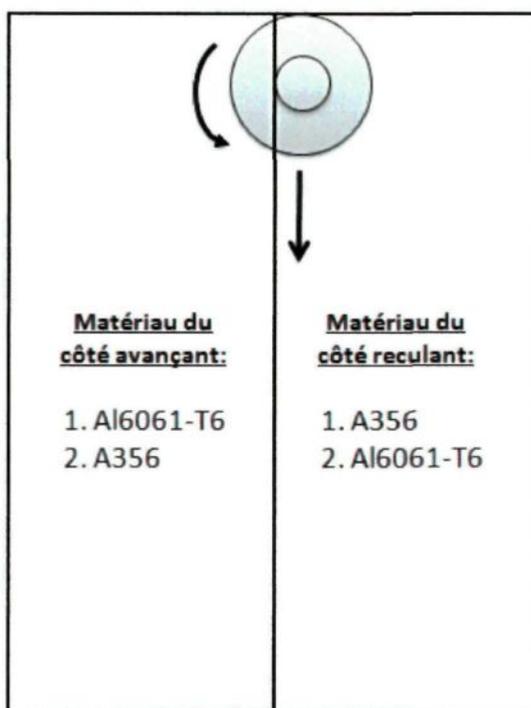


Figure 4.20 – Configurations de soudage 1 et 2

Le positionnement de l'outil ne semble pas influencer de façon significative le « malaxage » des matériaux selon ces photos prises en macrographie. Le matériau situé du côté avançant de l'outil peut être déplacé même lorsque qu'une petite section de se dernier entre en contact avec le matériau. En effet, aux figures 4.21A et 4.21B, on peut

clairement voir que les deux alliages utilisés s'entrecroisent dans le noyau. Comme pour les cas de référence présenté plus tôt, les limites de la ZATM demeurent moins bien définies pour le côté reculant que pour le côté avançant. À noter qu'un trou est présent sur la surface du côté gauche des plaques à l'intersection tige/épaulement de l'outil pour le cas 1 (figure 4.21A).

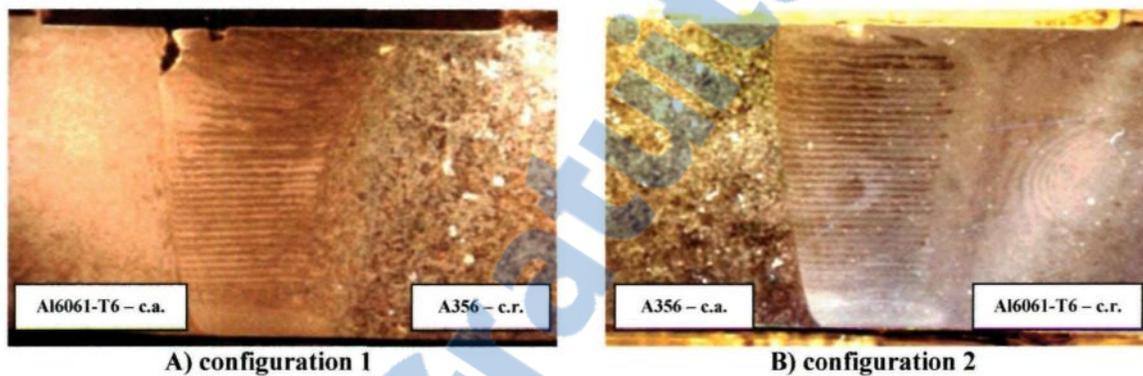


Figure 4.21 - Macrographies des configurations 1 et 2 selon une coupe transversale

Configurations 3 et 4

Similaires aux configurations précédentes, les configurations de la figure 4.22 consistent à étudier le déplacement de la matière d'un côté à l'autre de la soudure lorsque l'outil est plongé, cette fois-ci, dans le matériau situé du côté avançant. Comme l'intersection des plaques est située à droite du diamètre de la tige à son bout le plus étroit (fond de la soudure), seule une petite quantité de métal situé du côté reculant est atteint par cette tige. Les macrographies de ces soudures réalisées selon une coupe transversale sont présentées à la figure 4.23.

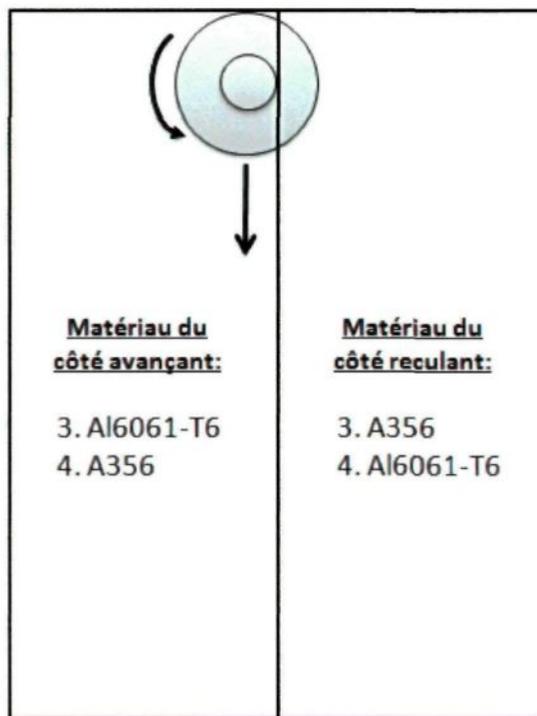


Figure 4.22 – Configurations de soudage 3 et 4

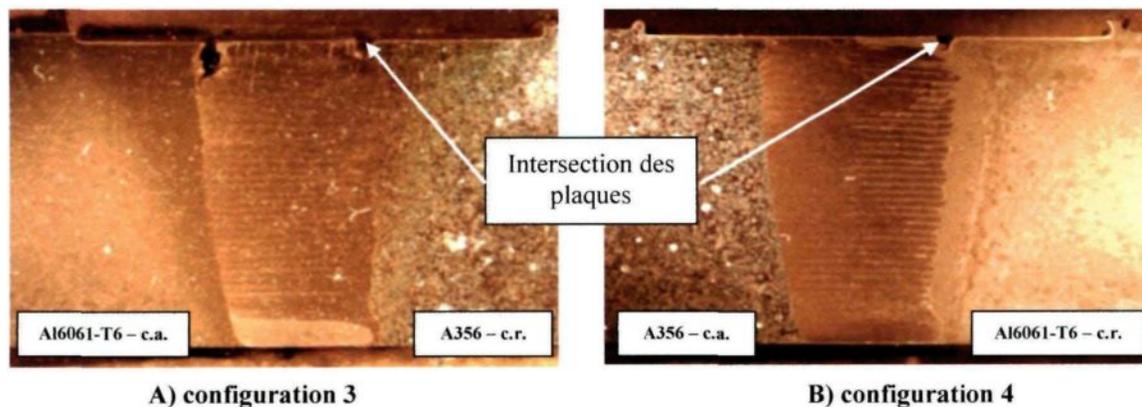


Figure 4.23 - Macrographies des configurations 3 et 4 selon une coupe transversale

Le positionnement de l'outil centré sur le matériau situé du côté avançant présente des résultats intéressants comparativement aux configurations précédentes. Tout d'abord, à partir des figures 4.23A et 4.23B, les marques créées par les filets sont beaucoup moins apparentes et le noyau qui est d'une couleur plus uniforme laisse croire que ce dernier est constitué majoritairement du matériau sur lequel l'outil était centré.

La marque de forme carrée située sur la surface représente la jonction entre les plaques d'aluminium. On peut voir sur la figure 4.23B que la partie droite de la zone déformée par la tige de l'outil de soudage présente une bande de matériau qui diffère du reste du noyau. Cela correspond parfaitement à l'aire du matériau Al6061-T6 brassée par l'outil (environ $1/6^e$ de l'aire du noyau). Cet effet n'a pas été observé lorsque l'outil a été plongé sur le côté reculant. Cela indique que le matériau en périphérie du côté reculant est moins entraîné par l'outil que le matériau situé du côté avançant. Finalement, un trou est créé sur la surface du côté gauche des plaques à l'intersection tige/épaulement de l'outil pour le cas 3 qui correspond au même positionnement des plaques que le cas 1.

Configuration 5

Le but de cette configuration sert à étudier l'écoulement de la matière mais à partir de deux plaques en Al6061-T6 séparées par une plaque en A356. La largeur de la plaque centrale est équivalente au diamètre de l'extrémité de l'outil et elle est située là où passe la tige, tel que représenté sur la figure 4.24. Encore une fois, les analyses métallographiques de ces soudures sont réalisées selon une coupe transversale. Les macrographies obtenues sont présentées aux figures 4.25 et 4.26.

Selon la figure 4.25, on observe que la matière faisant partie du noyau ne se retrouve pas ailleurs qu'à cet endroit après le passage de l'outil. En effet, l'alliage A356 (en noir sur les photos) n'est présent que dans les marques laissées par les filets de la tige. De plus, le côté reculant où figure l'enchaînement du noyau et de la ZATM ne contient pas

ou presque pas de cet alliage (figure 4.26B). La majorité de l'alliage A356 s'étant déplacé majoritairement vers le côté gauche (côté avançant) du noyau (figure 4.26A).

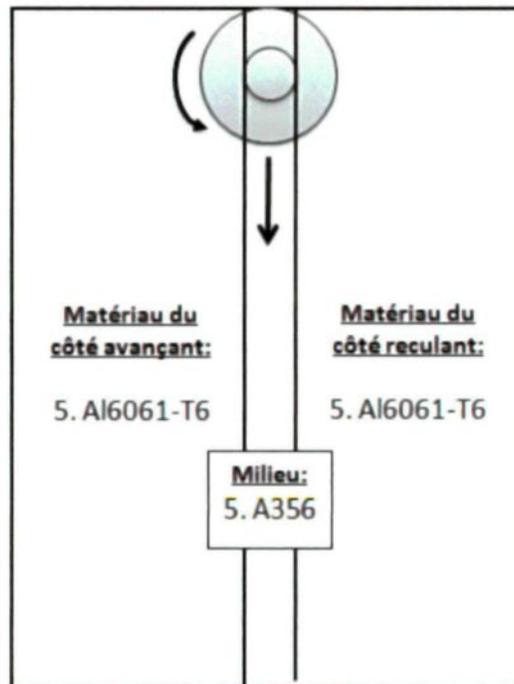


Figure 4.24 – Configuration de soudage 5

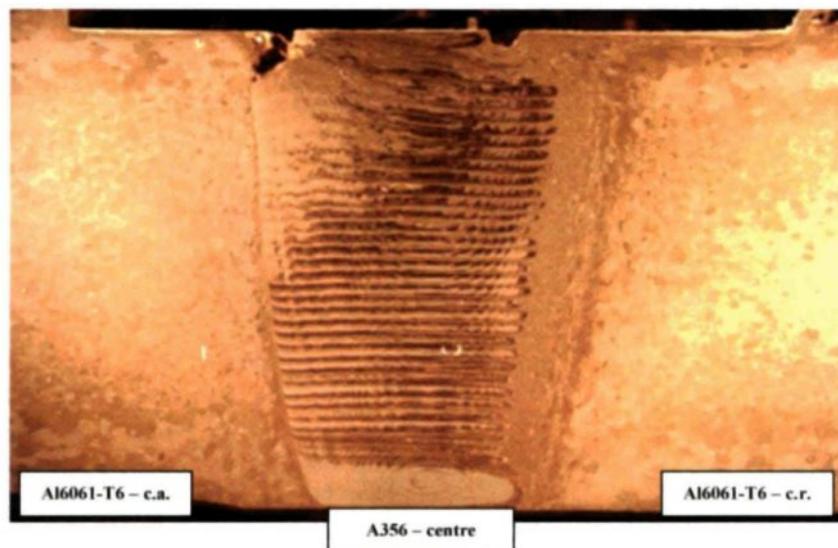
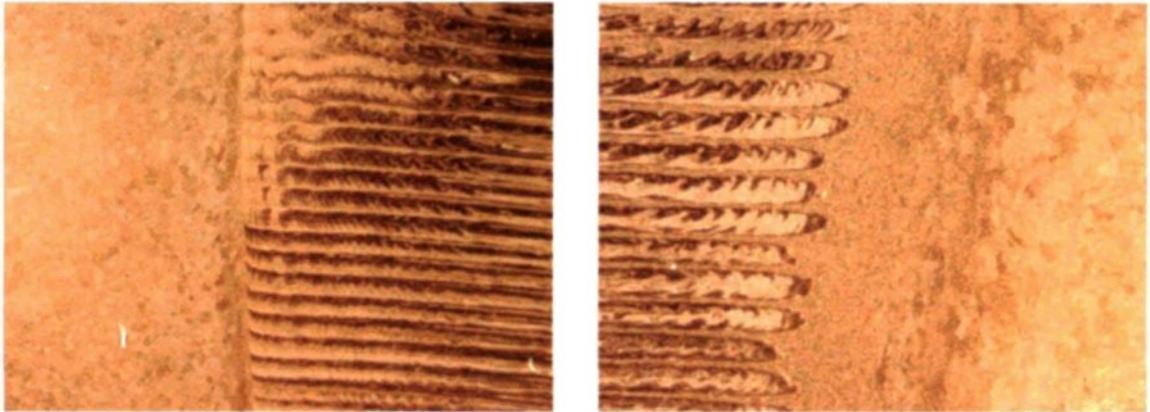


Figure 4.25 - Macrographie de la configuration 5 selon une coupe transversale



A) côté avançant

B) côté reculant

Figure 4.26 – Agrandissement de la macrographie du noyau de la configuration 5

En ce qui a trait aux photos prises en micrographie, elles indiquent encore une fois une séparation nette des matériaux selon les filets de l'outil. Les figures 4.27A, 4.27B et 4.27C montrent que le silicium provenant de l'alliage A356 demeure concentré dans certaines zones occupées par l'alliage A356 et très peu mélangé aux zones principalement occupées par l'alliage Al6061-T6. Une zone de transition entre les deux alliages est aussi perceptible à certains endroits (figure 4.27D), majoritairement sur la partie inférieure des plaques où la composition et l'agencement des grains sont différents. Finalement, selon la figure 4.30B, la grosseur des grains dans le noyau est identique pour les deux matériaux.

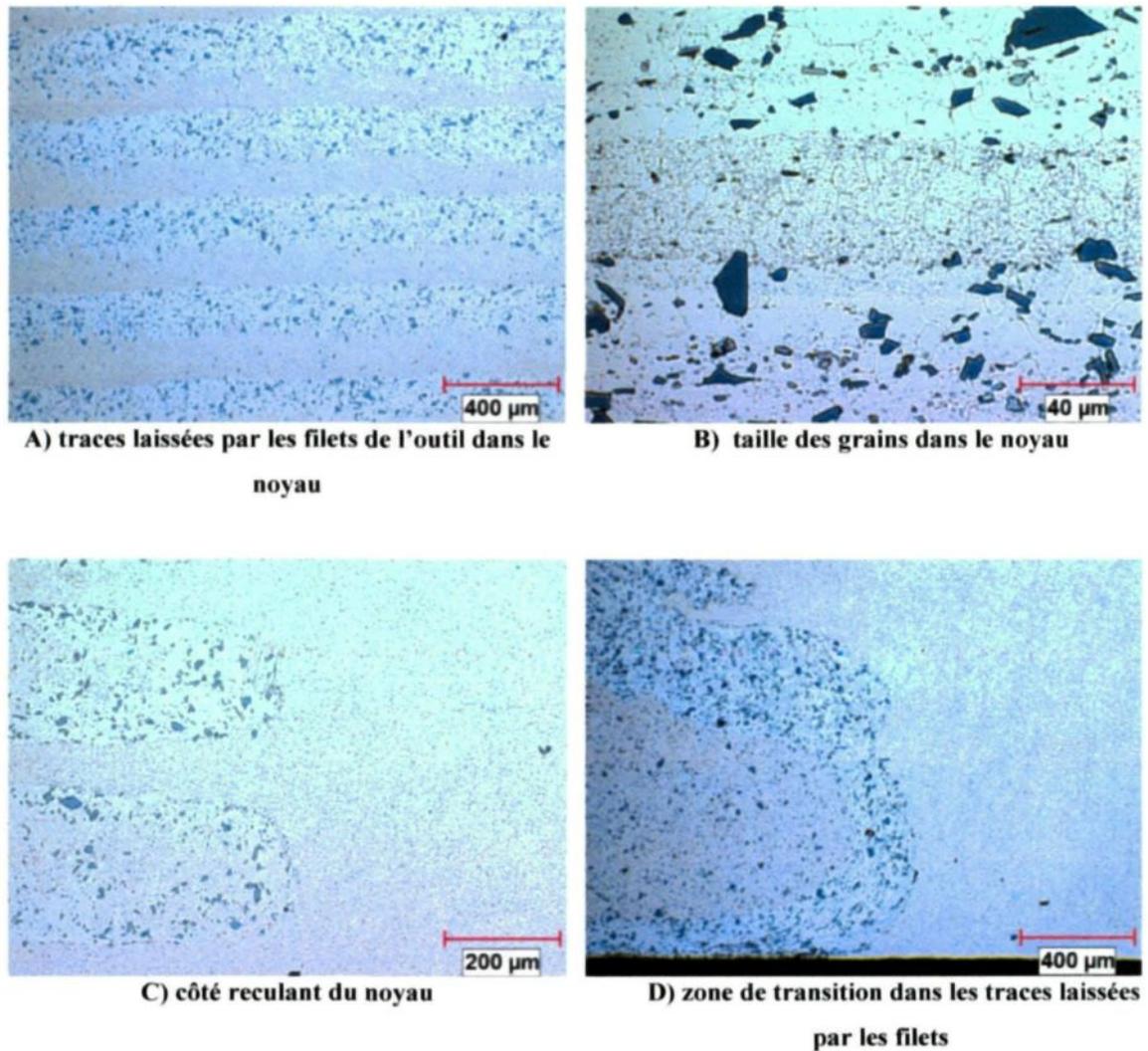


Figure 4.27 - Micrographie de la configuration 5 selon une coupe transversale

Configurations 6 et 7

Les configurations 6 et 7 schématisées à la figure 4.28 servent à analyser la quantité de matière transportée par l'outil le long de la ligne de soudure. La configuration 6 permet de vérifier sur quelle distance l'alliage A356 du côté reculant est transporté tandis que la configuration 7 permet d'étudier le déplacement du même alliage lorsqu'il est positionné du

côté avançant. Pour ces cas, les métallographies sont réalisées selon une vue verticale, par le dessus des plaques.

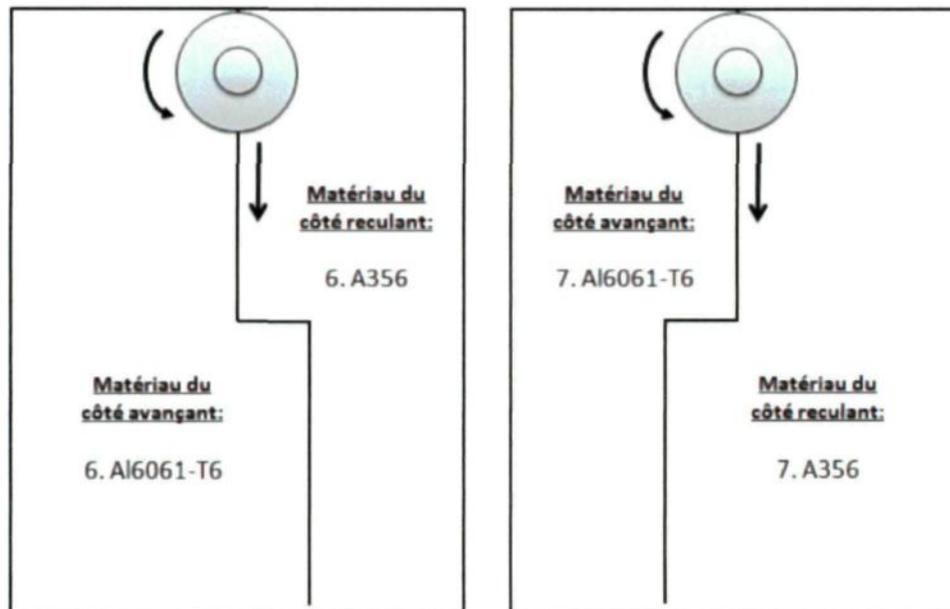
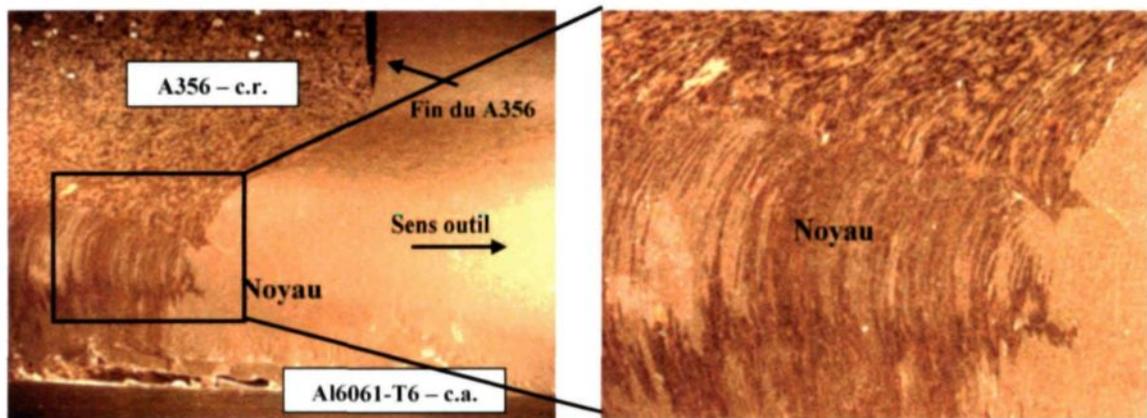


Figure 4.28 - Configurations de soudage 6 et 7

Les figures 4.29A et 4.29B sont des vues de dessus des essais réalisés selon la configuration 6. On remarque premièrement la présence de plusieurs trous du côté avançant. Ceux-ci se situent au diamètre extérieur de la tige de l'outil. Comme les cas précédents, ces trous surviennent lorsque l'alliage Al6061-T6 est positionné du côté avançant. Concernant le transport de l'alliage A356, la figure 4.29A montre très bien qu'il a été déplacé derrière l'outil et qu'aucune partie de matière de cet alliage n'a été entraînée vers l'avant. Une étude microscopique de cette configuration confirme cette affirmation puisqu'aucune particule de silicium n'a été retrouvée dans le noyau après l'intersection marquant la fin de la plaque de l'alliage A356. De plus, en plein centre de la soudure, les

particules de silicium sont situées à plus de 5 mm derrière cette intersection. Cela prouve encore une fois que la matière du côté reculant est entraînée derrière l'outil. L'agrandissement sur le centre de la soudure présenté à la figure 4.29B montre également que l'alliage du côté reculant ne se mélange pas de façon uniforme dans le noyau. La figure 4.30 présente les macrographies obtenues pour la configuration de soudage 7.

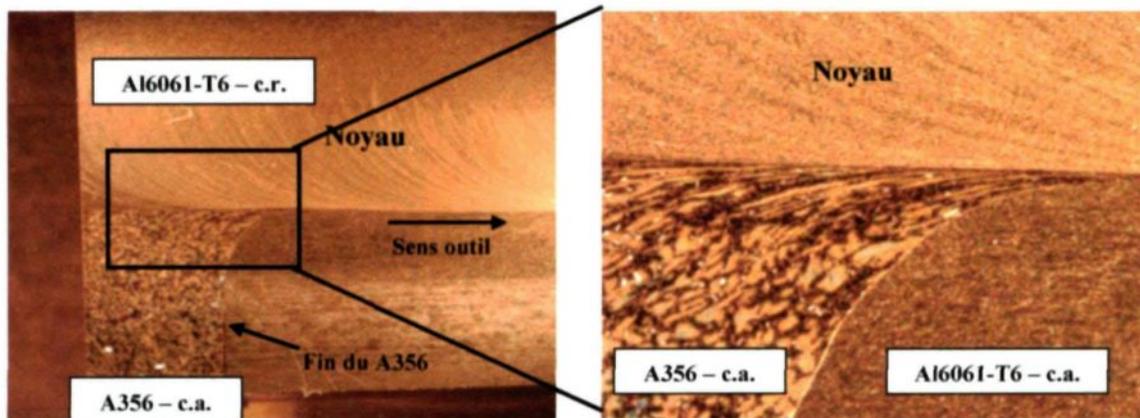


A) intersection marquant la fin de l'alliage A356

B) agrandissement au centre de la soudure

Figure 4.29 - Macrographie selon une vue de dessus de la configuration 6

Tout d'abord, selon la figure 4.30A, la partie de l'alliage A356 située près du noyau de la soudure (voir le zoom figure 4.30B) est déformée vers la droite dépassant ainsi la ligne de jonction entre les deux matériaux. Le matériau du côté avançant passe donc devant l'outil avant de se retrouver de l'autre côté. Des particules de silicium ont été retrouvées à près de 10 mm plus loin que la ligne d'intersection marquant la fin de la présence de l'alliage A356.



B) intersection marquant la fin de l'alliage A356

B) agrandissement de cette intersection

Figure 4.30 - Macrographie selon une vue de dessus de la configuration 7

En conclusion, l'outil favorise le déplacement de matière de l'avant vers arrière ce qui permet également de boucher le trou produit lors de la phase de plonger à mesure que la soudure progresse. Cela fait aussi en sorte que le trou d'entrée se retrouve à la fin de la soudure une fois que l'outil retiré de la pièce.

Configuration 8

La configuration 8 représentée à la figure 4.31 consiste à suivre le transport de la matière selon la ligne de soudage. Toutefois, il s'agit de faire passer l'outil d'un matériau à un autre et non pas de réaliser une soudure. Les analyses métallographiques de cette configuration sont réalisées à partir d'une vue de dessus et de coupes longitudinales.

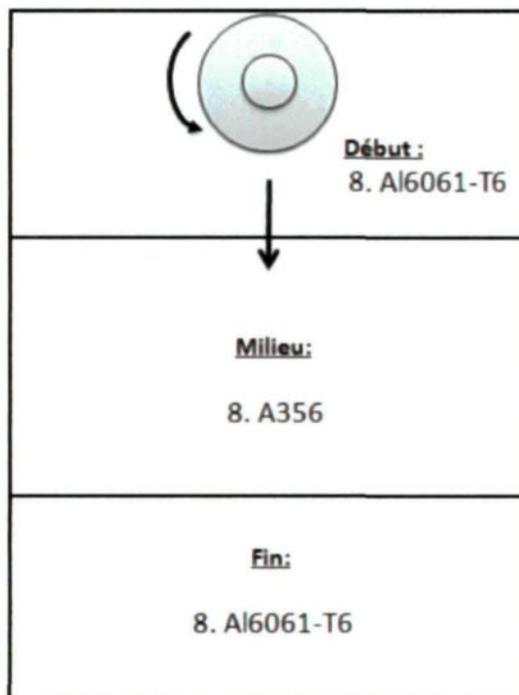
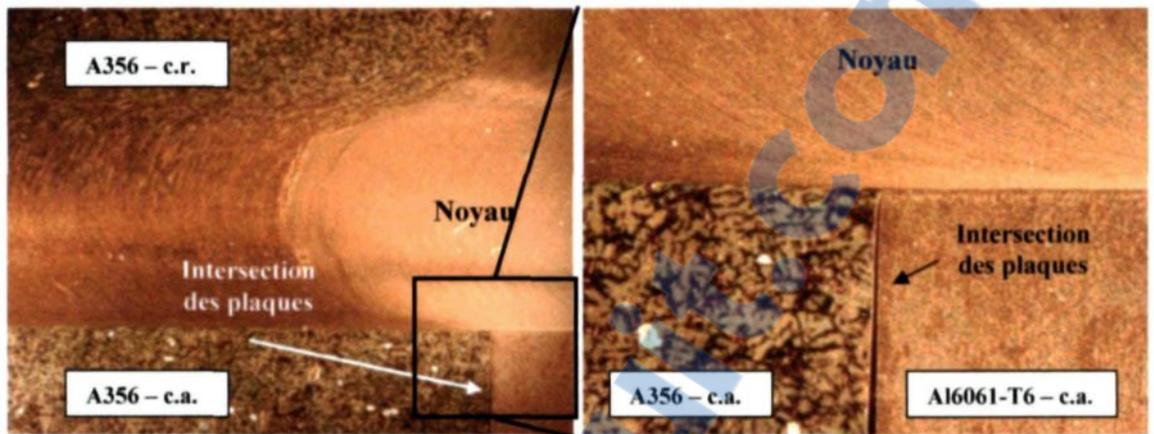


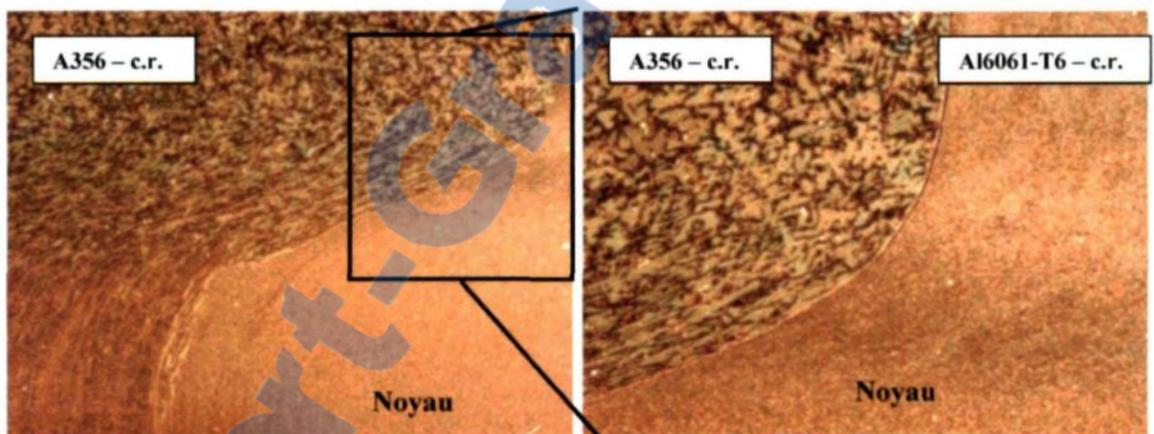
Figure 4.31 – Configuration de soudage 8

Les photos présentées à la figure 4.32 illustrent une macroscopie vue de dessus pour des plaques ayant été soudée telle que l'indique la configuration 8. Pour l'ensemble de celles-ci, l'outil s'est déplacé de l'alliage A356 vers l'alliage Al6061-T6 donc de gauche vers la droite. La première observation se situe encore une fois au niveau du profil d'écoulement qui est très différent entre les deux côtés de l'outil. Le côté avançant est défini par une ligne droite très nette qui délimite le matériau non « malaxé » (ou non déformé) du matériau déformé par le passage de l'outil (figure 4.32A). De plus, l'intersection des deux plaques qui est perpendiculaire à la ligne de soudage ne démontre qu'une très petite déformation près du passage de l'outil pour le côté avançant (figure 4.32B). La ZATM est probablement très mince à cet endroit.



A) vue globale à l'intersection des plaques

B) agrandissement de l'intersection du côté avançant



C) agrandissement du noyau côté reculant

D) agrandissement de l'intersection côté reculant

Figure 4.32- Macrographie après soudage selon la configuration 8, vue de dessus : l'outil se dirige de l'alliage A356 à l'alliage Al6061-T6

À l'opposé, le côté reculant offre une zone de transition entre le matériau « malaxé » et non « malaxé » (figures 4.32C et 4.32D). La ligne d'intersection entre les deux matériaux est moins définie et est de forme courbe. La présence de l'alliage A356 du côté reculant est également plus perceptible dans le noyau. L'orientation des grains du matériau

se fait plus progressivement donnant ainsi de l'information sur l'effort appliqué au matériau tel qu'illustrées les figures prises en microscopie 4.33A et 4.33B.

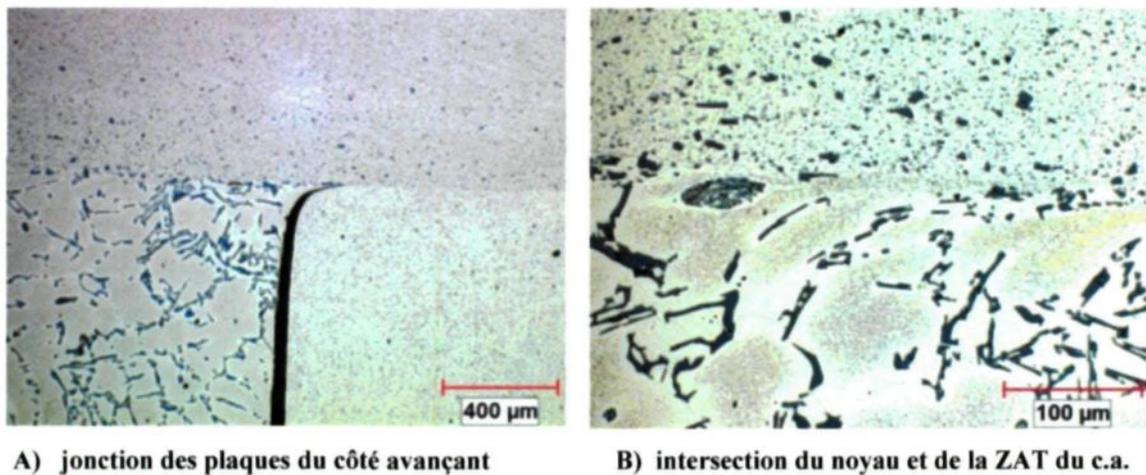


Figure 4.33 - Microscopies de la configuration 8 selon une vue de dessus

Sur la figure 4.32A, on peut également observer que la matière de la plaque de droite (Al6061-T6) se retrouve assez loin vers la gauche, derrière la transition avec la plaque de gauche (A356) malgré que l'outil se déplace de la gauche vers la droite. Ainsi, l'outil transporte la matière autour de lui (de l'avant vers l'arrière) lors de sa rotation, et ce, sur une distance d'environ 10 mm ce qui correspond approximativement au diamètre de la base de la tige de l'outil.

La figure 4.34 présente des coupes longitudinales de soudures effectuées selon la même configuration, soit la configuration 8. Le premier fait remarquable est la présence d'empruntes laissés par filets de la tige de l'outil.

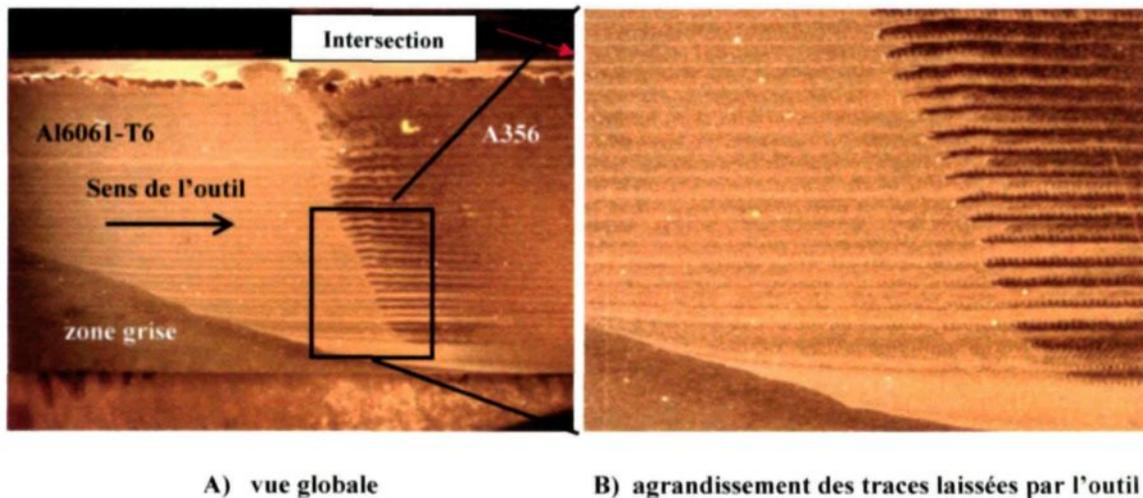


Figure 4.34 - Macrographie selon une coupe longitudinale, configuration 8 : l'outil passe de Al6061-T6 à A356

Ces traces confirment qu'il y a déplacement de la matière de l'avant vers l'arrière puisque l'intersection entre les deux plaques est située à l'extrême droite des photos (non visible). L'outil transporte la matière sur une distance équivalente à son diamètre ce qui explique aussi la droite oblique (voir figure 4.34A) qui détermine la jonction entre les alliages et qui est en lien avec la géométrie conique de l'outil (diamètre inférieur environ 1,8 fois plus petit que diamètre à la base).

Par ailleurs, on remarque que l'épaulement modifie l'écoulement du matériau en surface (environ 1 mm) et provoque même une démarcation avec le reste du matériau. C'est souvent à cette intersection que les fissures apparaissent lors du soudage en raison d'une grande différence au niveau de la déformation et de la vitesse de déformation du matériau. Quant aux derniers millimètres de l'épaisseur des plaques, la jonction entre les deux matériaux est plus lisse en raison de l'absence de filets sur la tige à son extrémité.

Finalement, la zone grise formant un triangle située avant le mélange des deux matériaux pourrait porter à confusion. En fait, il ne s'agit que d'un défaut de positionnement presque inévitable de l'échantillon lors du polissage. Le coin inférieur gauche était légèrement plus haut que le coin supérieur droit dans l'époxy ce qui s'est résulté par un polissage légèrement incliné par rapport à la ligne de coupe. Ce qu'on voit correspond donc à la zone non déformée par l'outil.

Configurations 9 et 10

La configuration 9 (figure 4.35) a pour but d'étudier le déplacement vertical de la matière causé par les filets de la tige en rotation. Cet effet est aussi analysé pour la configuration 10 (figure 4.35) qui fournit, en plus, de l'information sur le déplacement d'un côté à l'autre de l'outil.

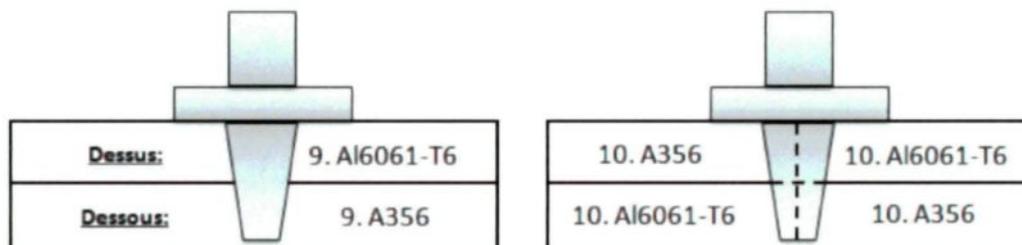


Figure 4.35 – Configurations de soudage 9 et 10

Les figures 4.36A et 4.36B ne révèlent pas l'existence d'un grand déplacement vertical du matériau et, par conséquent minimise l'existence possible d'un vortex aussi important que semblent l'indiquer plusieurs publications. Cette observation peut être reliée à la

géométrie de l'outil qui est différente des autres études. La plaque inférieure ne se mélange pas à la plaque supérieure de façon significative puisque la droite représentant l'intersection entre les deux alliages est presque parfaitement horizontale sur toute la section de la soudure.

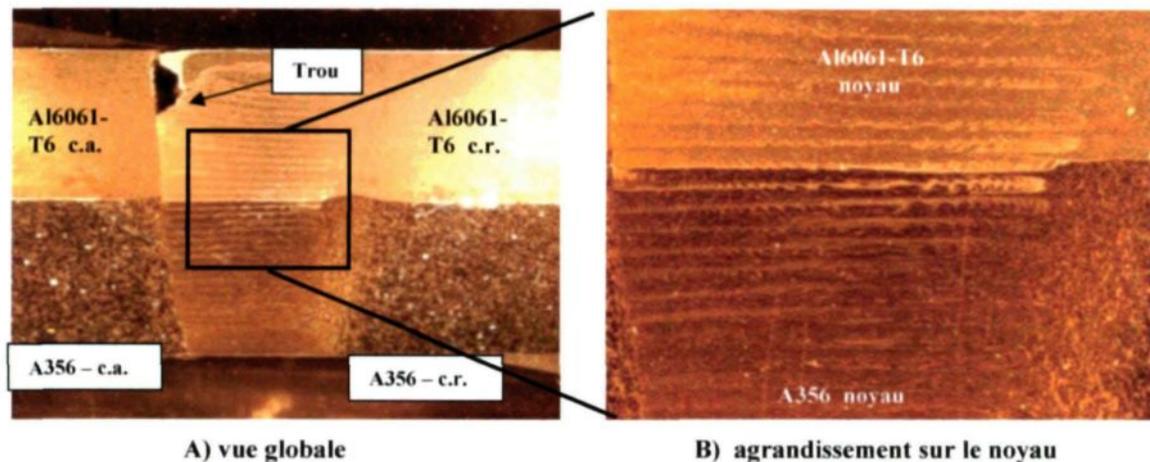


Figure 4.36 – Macrographies de la configuration 9 selon une coupe transversale

Les photos 4.37A et 4.37B prises en micrographie illustrent cependant une déformation verticale très abrupte du côté avançant et plus progressive du côté reculant. Cela prouve qu'il y a bel et bien une réorientation des grains verticalement de chaque côté du noyau mais répartie très localement. Ces figures montrent aussi que le matériau ne s'est pas bien « mélangé » puisqu'une ligne sépare les deux alliages. Par ailleurs, malgré le plongeon de l'outil dans un seul matériau sans ligne de soudure en surface, un trou apparaît du côté reculant toujours à l'intersection épaulement/tige (figure 4.36A).

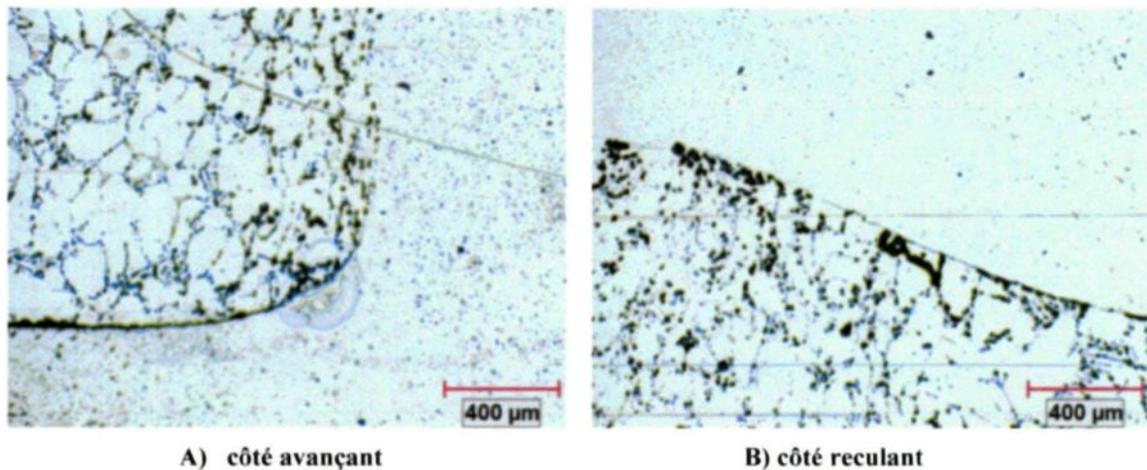


Figure 4.37 - Microscopies de la configuration 9 selon coupe transversale

Sur la figure 4.38, l'alliage A356 du côté reculant a subi une petite déformation verticale vers le haut dans le noyau alors que du côté avançant, une telle déformation n'est pas visible. Par contre, un déplacement vertical de la matière est perceptible dans l'alliage Al6061-T6 du côté avançant dans la ZATM. Cette déformation très locale et celle dans le noyau sont peut-être causées par la présence des filets sur la tige de l'outil.

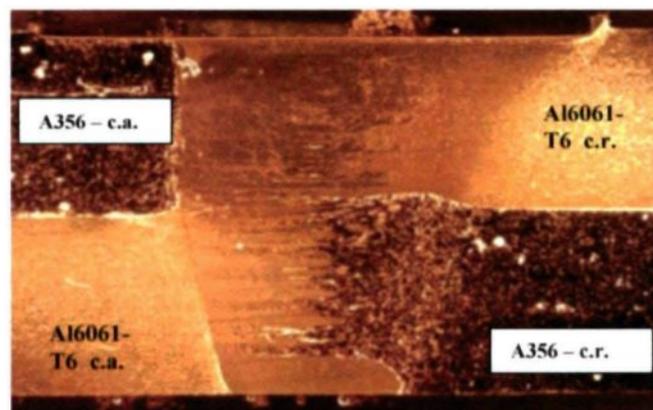


Figure 4.38 - Macrographie de la configuration 10 selon coupe transversale

4.5.3 Effet des filets de la tige de l'outil sur l'écoulement du matériau

Les configurations de référence 1 et 2 ainsi que la configuration 10 ont aussi été faites à l'aide de l'outil no.2 sans filet. L'objectif de ces soudures consistait à déterminer si le profil d'écoulement entre les côtés avançant et reculant est influencé de manière significative par les filets sur la tige de l'outil. De plus, la soudure en superposition (configuration 10) avait pour but de vérifier si les filets de la tige apportent une force contraire au vortex naturel provoqué par la tige en rotation.

La différence au niveau de l'écoulement des matériaux est très significative entre les soudures réalisées avec une tige filetée (figure 4.39) et celles réalisées avec une tige lisse (figure 4.50). Tout d'abord, l'absence des filets (figures 4.40A et 4.40B) provoque un mélange plutôt faible entre les deux matériaux. À l'exception de la zone située sous l'épaulement, la matière ne semble pas se rendre au-delà de la moitié du noyau. Ces observations semblent montrer qu'il y a plus de glissement entre l'outil et le matériau dans le cas avec la tige lisse abaissant ainsi les déformations du matériau. En d'autres termes, l'outil fileté est en mesure de mieux entrainer le matériau lors de sa rotation assurant alors un meilleur mélange dans le noyau.

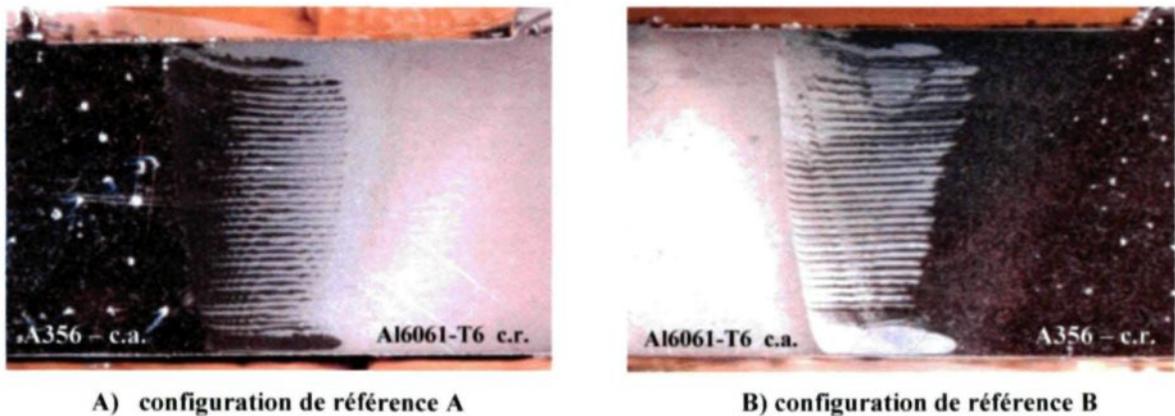


Figure 4.39 - Soudures asymétriques d'une plaque de 12,7 mm avec l'outil fileté

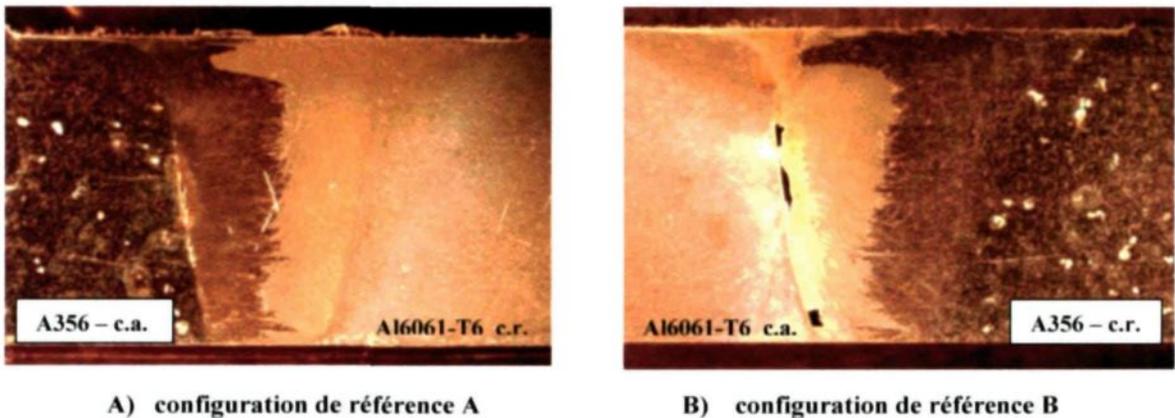
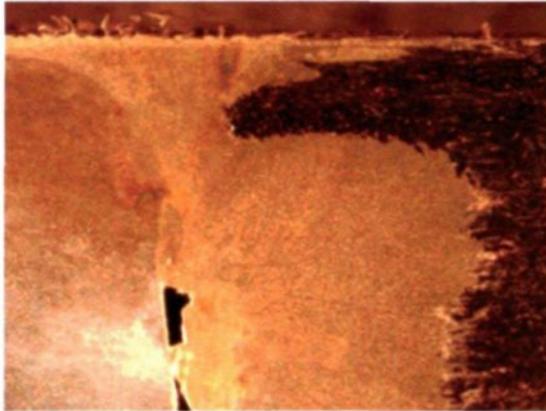


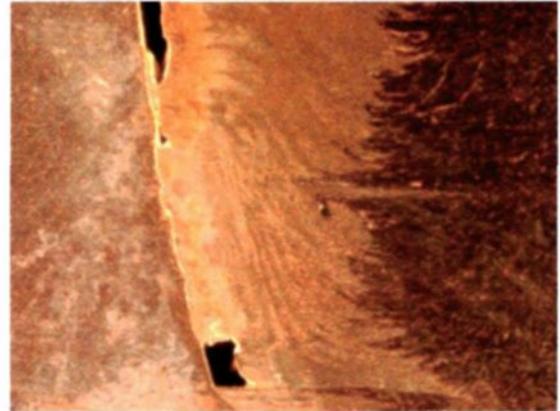
Figure 4.40 - Soudures asymétriques d'une plaque de 12,7 mm avec l'outil lisse

Le déplacement de la matière sous l'épaulement présenté à la figure 4.41A provient du côté reculant. Il s'agit du seul endroit où la matière va plus loin que la moitié du noyau pour les deux soudures réalisées avec l'outil à tige lisse. Il s'agit peut-être de l'effet des trois gorges toujours présentes sur la base de la tige. Ce changement de géométrie associé à l'intersection tige épaulement amène un profil d'écoulement différent du reste du noyau. De plus, ce profil particulier est légèrement similaire à celui réalisée avec tige fileté car

pour les deux cas, une tranche du matériau du côté reculant se retrouve majoritairement sur la partie supérieure du noyau.



A) partie supérieure gauche du noyau



B) partie inférieure droite du noyau

Figure 4.41 - Agrandissement sur la configuration de référence B réalisée avec de l'outil lisse

Finalement, la figure 4.41B montre que l'outil à tige lisse provoque l'apparition de trous dans la microstructure à la jonction noyau / ZATM du côté avançant. L'absence de filet sur la tige crée une jonction continue et linéaire entre les deux zones contrairement à la tige filetée qui crée une jonction discontinue. D'autre part, la présence de lignes courbes dans le noyau de la figure 4.41B indique qu'il y a eu écoulement vertical du matériau formant ainsi les « onion rings ». Ces lignes ne sont pas présentes dans les soudures réalisées avec la tige filetée. Cela peut montrer que les filets annulent le déplacement de matière vert le haut en poussant le matériau vers le bas, ce qui explique l'absence d'« onion rings » dans les soudures de 12.7 mm d'épaisseur réalisées avec l'outil fileté. L'effet d'une tige avec ou sans filet n'est toutefois perceptible que dans le noyau seulement.

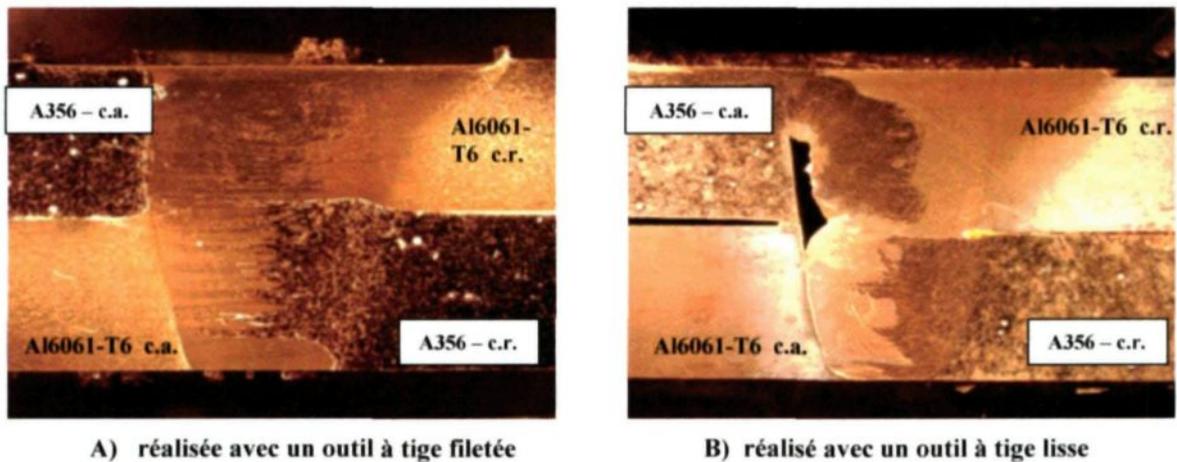
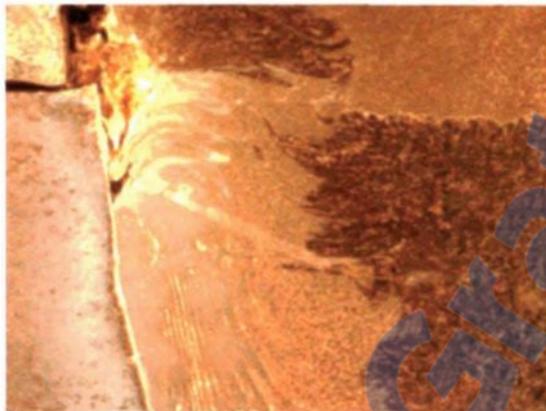


Figure 4.42 – Comparaison des soudures de la configuration 10

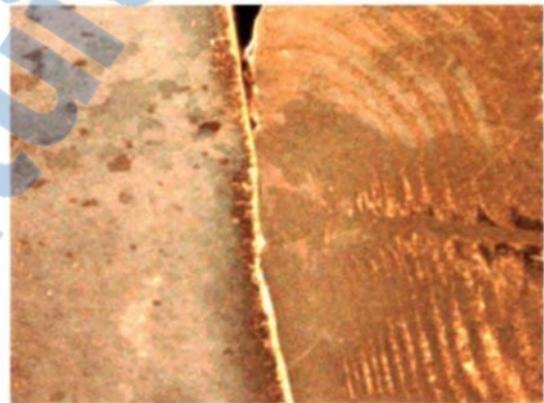
Tel que décrit précédemment, les soudures de la figure 4.42 servent à étudier l'écoulement vertical de la matière pour les cas avec tige filetée et tige lisse. Sur celles-ci, l'écoulement est très différent pour la partie supérieure du noyau mais très similaire pour la partie inférieure. Ce résultat peut être lié à l'effet des trois gorges situées à la base de la tige. Toutefois, le petit remous du côté reculant dans le noyau avec tige filetée (figure 4.42A) n'est pas présent dans le noyau avec tige lisse (figure 4.42B). De plus, l'alliage A356 située du côté avançant dans la soudure 4.42B est repoussé vers le bas dans le noyau alors que le mélange était plutôt horizontal et uniforme avec la tige filetée de la figure 4.42A.

Comme les configurations précédentes, la soudure en superposition réalisée avec l'outil à tige lisse possède d'énormes trous. Les figures 4.43 A à C montrent très bien les mauvaises liaisons créées à l'intersection noyau / ZATM du côté avançant. Ils montrent

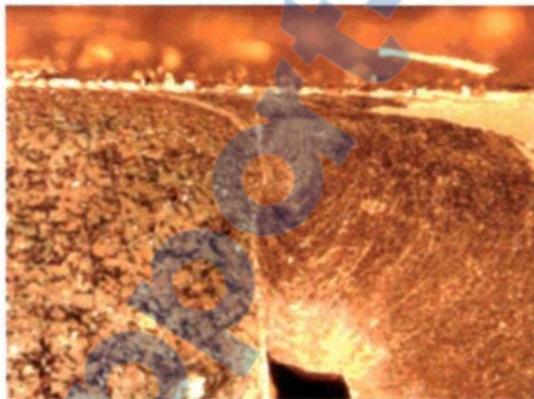
également une réorientation des grains verticalement dans le c.a. du noyau (figure 4.43B) ce qui n'était pas perceptible dans la soudure réalisée avec l'outil à tige filetée. Finalement, la figure 4.43D montre que la matière du côté reculant n'a pas subi de réorientation de grain verticalement contrairement à son côté opposé.



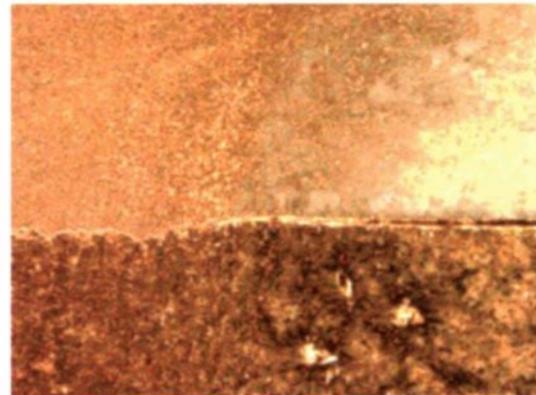
A) côté avançant du noyau



B) intersection ZATM / noyau du c.a.



C) partie supérieure du c.a.



D) intersection à la mi-épaisseur du c.r.

Figure 4.43 – Agrandissement de la configuration de soudage no. 10 réalisée avec l'outil à tige lisse

En conclusion, les marques laissées par le passage des outils dans la microstructure permettent de conclure que la présence de filets est préférable pour obtenir une soudure de

qualité supérieure. La présence de filets amène une intersection noyau / ZATM discontinue et une orientation des grains plus horizontaux en annulant le vortex naturel provoquée par l'outil en rotation. La présence de trous est aussi plus rare. De ce fait, comme le mélange des matériaux est plus uniforme, les propriétés mécaniques des soudures devraient être supérieures comparativement à celles réalisées avec un outil à tige lisse.

4.5.4 Conclusion à propos des soudures asymétriques

Les résultats présentés permettent de conclure que les mécanismes de déformation et de « malaxage » sont principalement gouvernés par les différences de vitesse relative au niveau de l'écoulement du matériau. La matière se situant du côté avançant de l'outil se retrouve devant l'outil et est ensuite transportée derrière celui-ci ce qui permet de remplir le trou créé lors de la phase de plongée. De plus, la matière qui arrive jusqu'au côté reculant rencontre la matière déjà en place ce qui crée un effet d'embouteillage. C'est ce qui pourrait expliquer la zone de transition présente du côté reculant. Par ailleurs, la configuration 8 a montré que la matière du côté reculant n'est pas entraînée par l'outil puisqu'elle est seulement poussée derrière à mesure que la soudure progresse. Du côté avançant, la matière peut être transportée de quelques millimètres par l'outil. Finalement, les configurations 9 et 10 ont montrées que les filets sur la tige de l'outil provoquent un écoulement vertical (vers le haut) dans la ZATM mais sur une couche très fine. La matière semble peu se « mélanger » verticalement avec les outils employés et les filets de la tige semblent favorables à l'élimination des trous du côté avançant dans la microstructure.

Pour faire le lien avec le phénomène thermique, la différence de quelques dizaines de degrés Celsius dans les plaques soudées entre le côté avançant et le côté reculant (qui survient surtout lorsque la vitesse de rotation est faible) ne semblent pas occasionner des soudures de mauvaises qualités. La mauvaise qualité des soudures est plutôt due à un apport de chaleur trop faible, relié principalement à la vitesse de rotation elle-même, qui ne rend pas le matériau suffisamment malléable pour réaliser une soudure de qualité supérieure.

4.6 Résultats numériques

Les mesures thermiques et analyses métallographiques présentées précédemment permettent de valider les données recueillies à partir des simulations numériques suite au développement du modèle SPH. Tout d'abord, cette section est consacrée à la présentation des résultats des meilleures simulations réalisées avec la méthode SPH. Ensuite, lorsque c'est possible, des comparaisons ont lieu avec les résultats expérimentaux.

4.6.1 Distribution de température

Le programme utilisé pour la modélisation SPH fourni des fichiers de résultats très peu pratiques. L'usage de programmes informatiques tels que *Paraview 3.8.0* ou *Matlab* sont requis pour visualiser ces résultats. La mise en place d'une programmation *Matlab* permet d'ailleurs d'obtenir l'information voulue que ce soit pour un volume (3D), un plan (2D) ou

une droite (1D). Cette programmation permet aussi d'obtenir l'historique thermique et spatiale d'une particule $f(x,y,z,t,T)$.

Bien que des dizaines de cas aient été simulés, seulement un ou deux d'entre eux offrent des résultats intéressants avec les hypothèses précédemment posées. Il s'agit des cas où le matériau a été traité comme un solide à partir de la loi de plasticité de Von Mises. Cependant, pour éviter une génération de chaleur trop intense due à l'augmentation des vitesses d'un facteur 100 (voir hypothèses section 2.10.1), les coefficients empiriques δ et γ dans le modèle de génération de chaleur (équation 56) ont été définis en conséquence pour mieux représenter la réalité. Les résultats obtenus sont présentés à la figure 4.44.

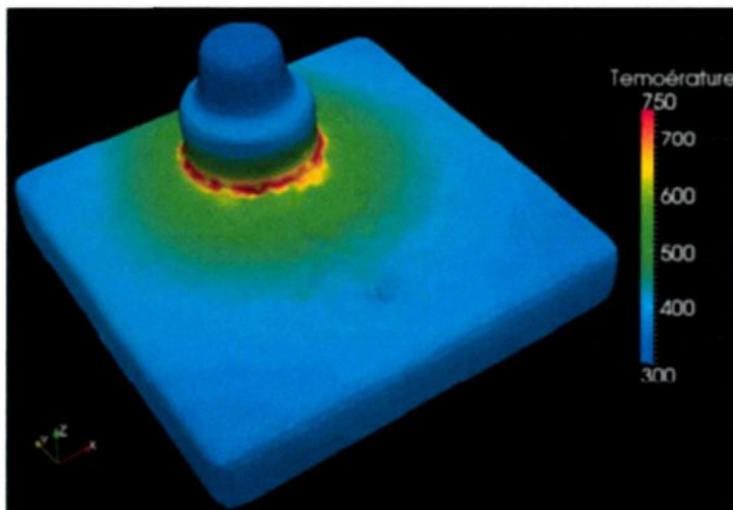


Figure 4.44 – Distribution de la température calculée (en Kelvin) à partir du modèle SPH (1000 tours/min et 4,23 mm/s)

Les simulations réalisées à partir des hypothèses décrites à la section 2.10 n'ont pas offerts de résultats concluants. La température n'était évaluée que sur quelques particules

et très souvent l'augmentation de la densité provoquait des explosions. Quant au modèle de Johnson-Cook, son implémentation dans le code cause toujours des problèmes de temps de calcul et de convergence de résultats. Son insertion doit être complètement revue.

Néanmoins l'analyse thermique du procédé pourra être réalisable avec plus de précision lorsque les lois et paramètres représenteront mieux le phénomène dans la méthode SPH. La figure 4.45 montre la répartition de la température dans les plaques et dans l'outil selon deux vues. Tel qu'attendu, la température maximale se situe à l'épaulement là où le frottement est maximal. Toutefois, la distribution de la température dans l'outil n'est pas tout à fait représentative de la réalité. La figure 4.45A indique que l'épaulement atteint des températures supérieures à 450°C ce qui semble cohérent avec les résultats expérimentaux, mais son extrémité supérieure est à seulement 50 °C. Il est donc peu probable qu'une différence de 400°C apparaissent sur une distance de 2 cm, surtout en fin de soudure.

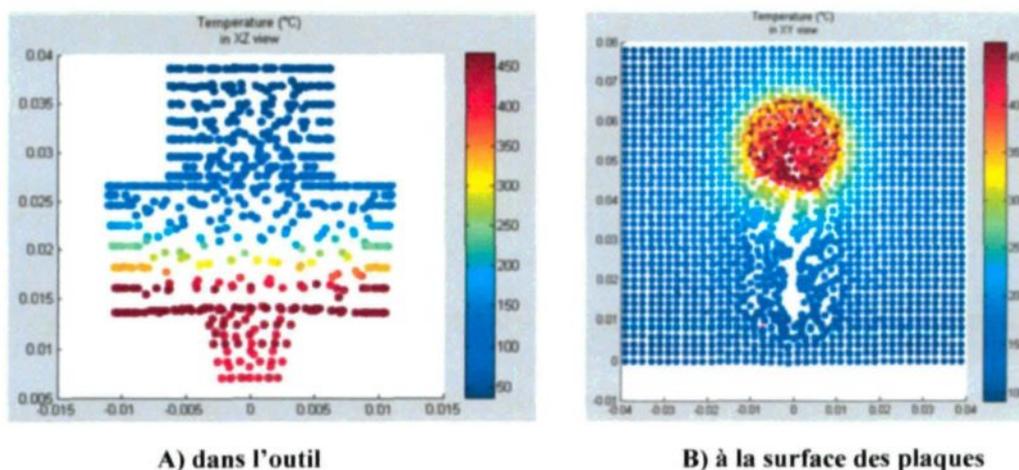


Figure 4.45 – Distribution de la température calculée (en degré Celsius) numériquement (1000 tours/min et 4,23 mm/s)

Cet écart est une preuve tangible que la mise à l'échelle des vitesses n'est pas une façon adéquate d'augmenter la rapidité de calcul sans modifier la vitesse de propagation de chaleur dans le matériau par un même facteur. Cette mise à l'échelle a toutefois été tentée mais la vitesse d'exécution est demeurée inchangée pour deux raisons :

1. un schéma d'Euler explicite est utilisé et requiert un écart minimum entre deux itérations avant de passer au temps suivant;
2. le pas de temps est adaptatif: il n'y a aucune façon de le choisir volontairement.

En égard à ces deux explications, le pas de temps a été diminué automatiquement par le même facteur que celui de la mise à l'échelle afin de pouvoir converger.

Quant à la figure 4.46 représentant la distribution de la température sur une section transversale à la soudure, elle est moins affectée par la mise à l'échelle que l'outil. Cela s'explique par le régime transitoire du procédé de soudage. Effectivement, la température d'une section augmente très rapidement lorsque l'outil passe à cet endroit et la chaleur n'a pas encore eu le temps nécessaire pour se dissiper. Ainsi, les courbes théoriques et expérimentales sont similaires lorsque l'outil vient de passer dans la zone étudiée. Cependant, une fois que l'outil est passé et que la température se refroidit de façon uniforme, le modèle numérique n'atteint pas ces valeurs en une même période de temps que

lors des essais expérimentaux. Le problème majeur dans l'analyse thermique du modèle SPH est donc le temps de calcul extrêmement long et difficile à écourter.

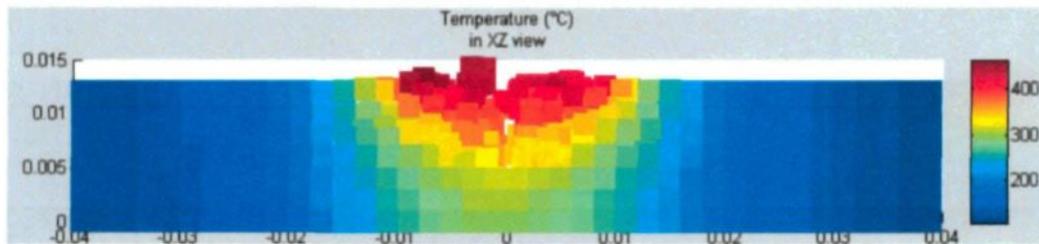


Figure 4.46 – Distribution de la température (en degré Celsius) dans les plaques de 12 mm d'épaisseur et de 40 mm de large selon une coupe transversale (1000 tours/min et 4,23 mm/s)

Néanmoins, les profils ponctuels de distribution de la température sur une coupe transversale sont semblables dans les deux cas malgré un écart constant d'environ 60 °C entre les deux courbes comme la figure 4.47 l'indique. L'erreur peut provenir de la valeur du coefficient empirique γ et du coefficient de friction qui est demeuré constant tout au long de la simulation alors qu'il aurait dû diminuer avec l'augmentation de la température. En effet, une hausse de température fait en sorte que le coefficient de frottement augmente initialement avec la température, atteint une valeur maximale et diminue par la suite pour des températures élevées, près du point de fusion. Par le fait même, les déformations sont plus grandes et le glissement (friction) entre l'outil et les plaques varie.

La plus grande erreur vient toutefois des hypothèses posées pour écourter le temps de calcul. En effet, le coefficient γ a permis de n'utiliser qu'une fraction de la chaleur générée pour la rendre plus réaliste. Par contre, la vitesse de dissipation de chaleur n'était pas adaptée par ce changement d'échelle de temps. Ainsi, malgré les astuces utilisés, la chaleur

ne s'est pas distribuée 100 fois plus rapidement tel que souhaité. Il en est également de même pour l'échange thermique par rayonnement et convection vers l'environnement. Comme les échanges de chaleur étaient presque nuls pour l'échelle de temps choisie, il n'est pas surprenant que les températures simulées par le modèle numérique soient plus élevées que celles provenant des essais expérimentaux. Dans le modèle SPH, c'est comme si toute la chaleur était emmagasinée par les plaques.

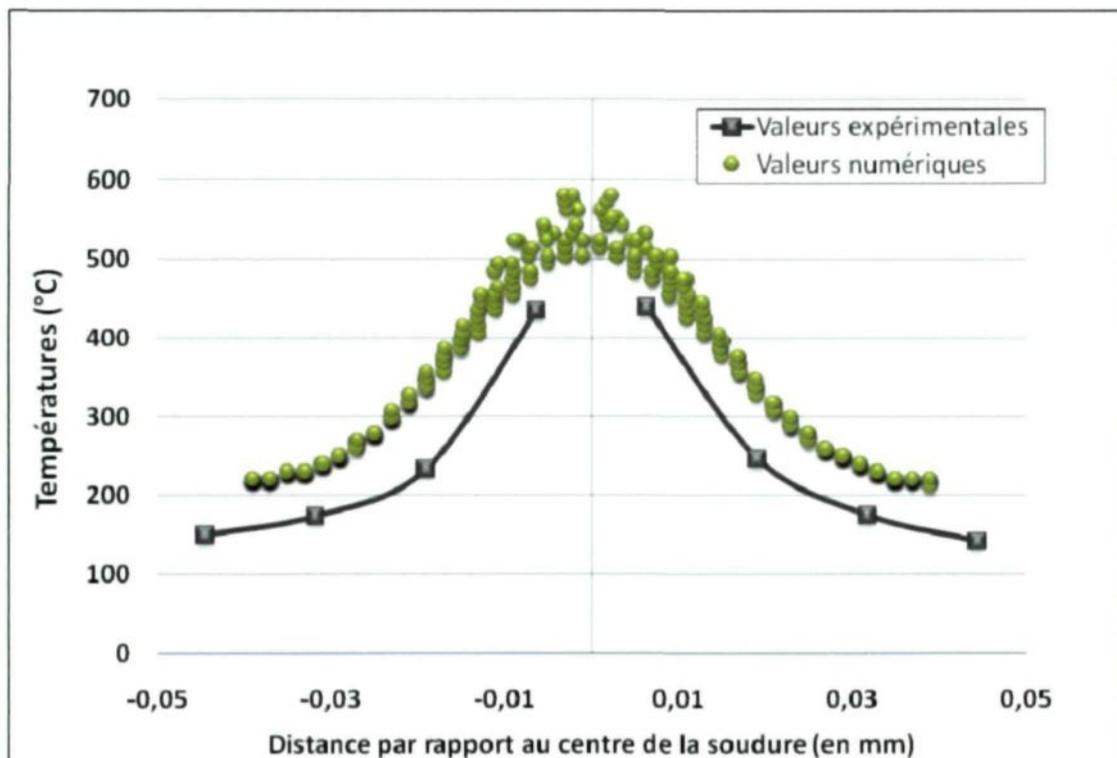


Figure 4.47 – Comparaison des profils de températures expérimentales et numériques pour une coupe transversale (1250 tours/min et 5,5 mm/s)

Plusieurs simulations ont été tentées en modifiant les valeurs de la conductivité et de la capacité thermique des matériaux pour augmenter le taux de propagation de la chaleur. Malgré les nombreuses combinaisons essayées, ces simulations n'ont pas été concluantes.

4.6.2 Écoulement du matériau

Les simulations traitant le matériau comme un fluide de haute viscosité ont montré un certain niveau de malaxage entre les particules de deux plaques différentes. Il est donc intéressant de les analyser. Tout d'abord, précisons que les particules bleues représentent la plaque de gauche (côté reculant), les particules orange constituent la plaque de droite (côté avançant) alors que les particules vertes sont celles de l'outil de soudage.

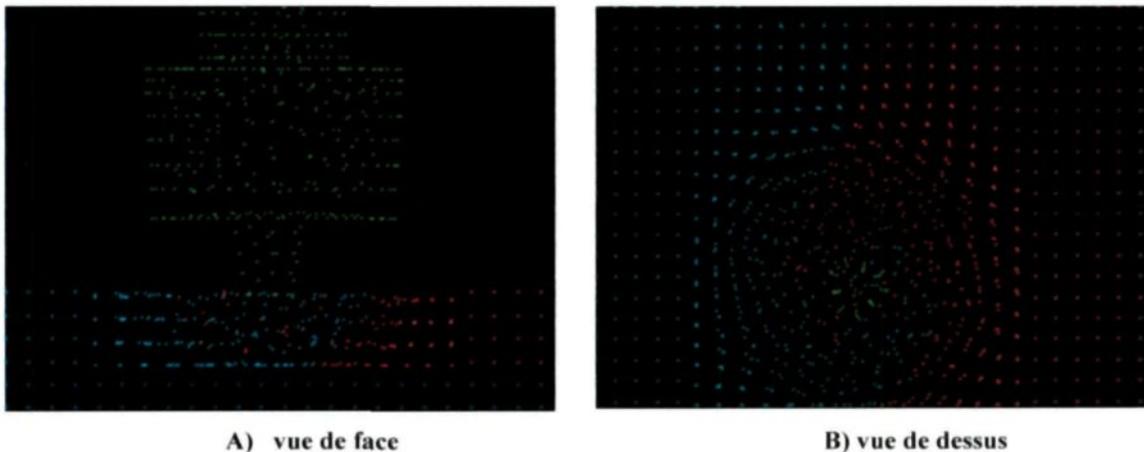


Figure 4.48 – Simulation fluide pour une viscosité de 100 N.s/m^2

Les figures 4.48A et 4.48B, prises lors de la phase de plongée d'une simulation fluide (viscosité constante = 100 N s / m^2) pour une vitesse de rotation de 1000 tours par minutes indiquent que les particules du côté avançant passent devant l'outil pour se retrouver derrière, alors que celles du côté reculant passent derrière celui-ci pour se retrouver devant.

La répartition des particules sur les deux figures montrent également l'ampleur des déformations subis par le matériau. Cependant, la zone de déformation est beaucoup trop large par rapport aux essais expérimentaux. Cette zone aurait dû être légèrement supérieure au diamètre de la tige de l'outil alors qu'elle est, pour ces simulations, supérieure au diamètre de l'épaule. Cela est causé par une valeur de viscosité trop faible qui permet aux particules d'être entraînées sur une plus grande distance mais est surtout relié au fait que la loi de viscosité discutée précédemment ne fonctionne pas correctement avec les autres lois dans le modèle numérique. En l'absence de cette loi, les forces visqueuses au pourtour de la tige lorsque les températures augmentent demeurent plus élevées que la résistance du matériau lui-même à cet endroit.

Pour vérifier l'effet de la viscosité, celle-ci a été augmentée à $1\ 000\ \text{N}\cdot\text{s}/\text{m}^2$ et est demeurée constante en raison de l'inefficacité de la loi de viscosité. Ces modifications ont augmenté le temps de calcul de plusieurs fois et les résultats ne sont guères plus concluants tel qu'illustré aux figures 4.49A et 4.49B.

Malgré que les résultats présentés ne corroborent pas totalement sur les résultats expérimentaux, il s'agit d'un développement important pour le projet. Les grandes déformations sont traitées sans problème numérique et l'évolution thermique est prise en compte.

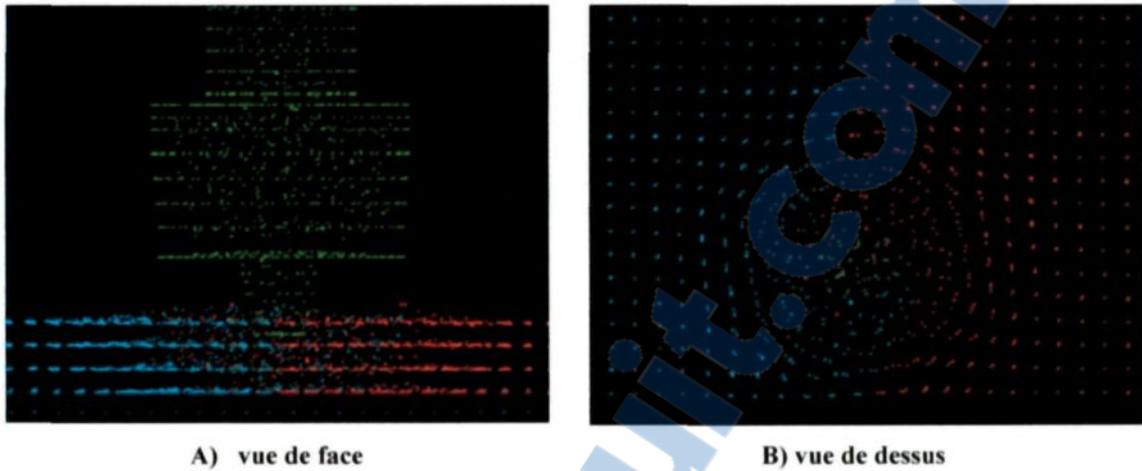


Figure 4.49 - Simulation fluide pour une viscosité de 1000 N.s/m²

De plus, puisque l'information est reliée à chaque particule, il est possible de suivre l'historique temporel et spatial de celles-ci. Les figures 4.50A à 4.50D illustrent la trajectoire empruntée par une particule initialement située à l'endroit où pénètre l'outil sur la surface des plaques. Il s'agit toujours de la même particule mais à des temps différents représentés par des couleurs passant de bleu foncé à marron. Les coordonnées de ce point sont (1,16,8) en millimètre. Pour ces simulations, la longueur de l'outil est de 6,35 mm (outil no.1) et l'épaisseur des plaques est de 16 mm soit 12 millimètres de particules libres et 4 mm de particules fixes (condition frontière).

La particule sélectionnée fait environ deux tours d'outil durant les deux premières secondes de la phase de plongée tandis que l'outil tourne de 33 tours pendant la même période. La particule est entraînée par cette rotation et la différence de tours entre l'outil et cette particule provient du fait que le calcul prend en compte un glissement donc une

génération de chaleur par friction. Concernant sa trajectoire, elle passe de 1 mm du côté avançant jusqu'à un maximum de 1,5 mm du côté reculant selon l'axe des x, alors qu'elle descend de 1,5 mm vers le bas en s'approchant de l'axe de rotation de l'outil. Elle parcourt, de plus, une distance de 3 mm selon l'axe des y qui est en fait, l'axe parallèle à la soudure.

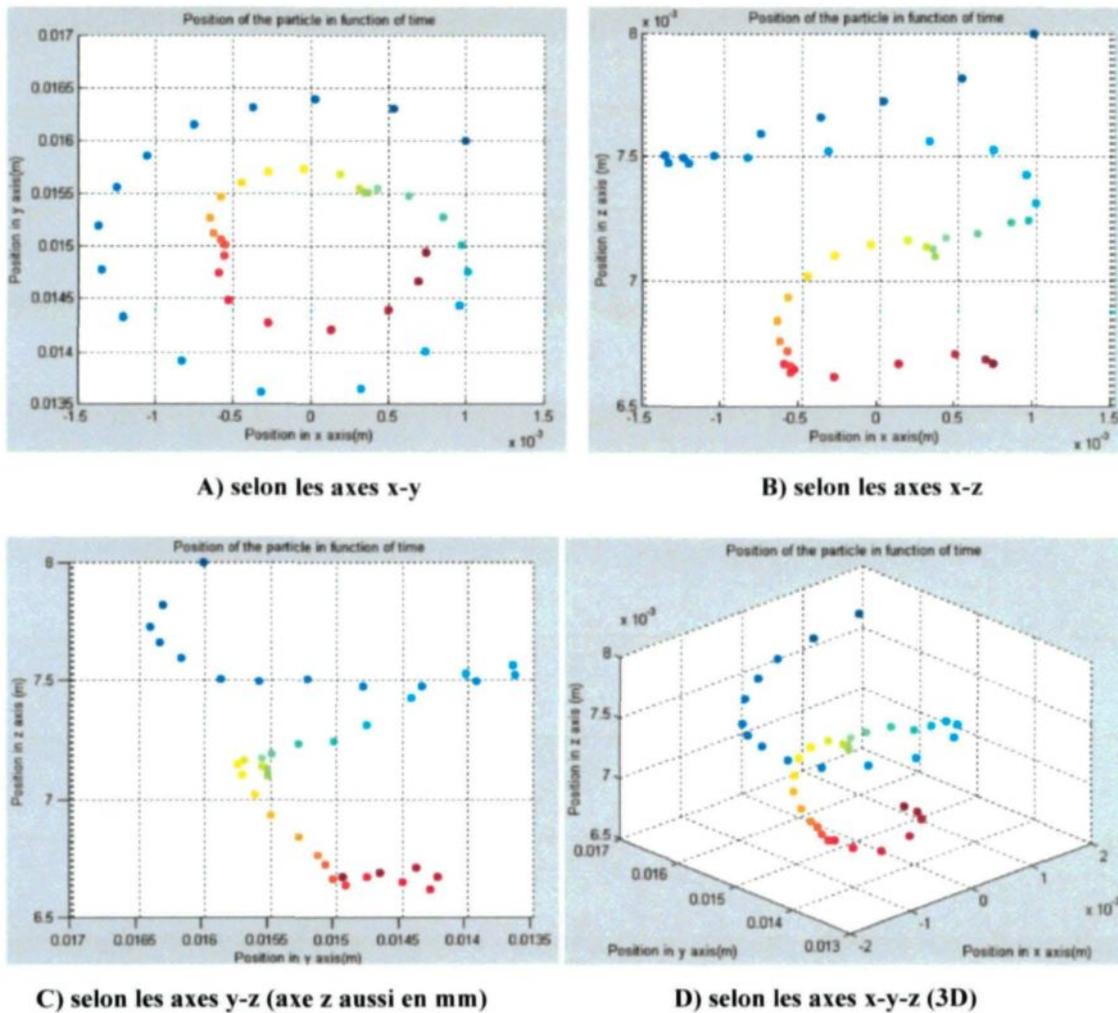


Figure 4.50– Trajectoire empruntée par une particule pendant les 2 premières secondes du plongeon de l'outil

4.7 Conclusion du chapitre 4

Au cours de ce chapitre, les résultats des mécanismes physiques présents lors du soudage par friction malaxage ont été présentés. Tout d'abord, l'historique de l'effort de chargement sur l'outil a permis d'apprendre que les forces exercées sur ce dernier varient en fonction des vitesses de rotation et d'avance du procédé. Cela est directement associé à la température du métal soudé qui varient avec l'évolution de la température. Cette évolution a d'ailleurs été l'objet de la seconde section du chapitre. En effet, les résultats semblent indiquer que les températures atteintes ne sont pas seulement fonction de la vitesse de rotation ni de la vitesse d'avance de l'outil, mais bien de la combinaison de ces deux paramètres d'où l'importance d'incorporer la variable « k ». Une avance de l'outil « k » identique n'offre pas la même distribution de température si les vitesses de rotation et d'avance ne sont pas elles aussi identiques. On peut ainsi montrer qu'il n'existe pas de combinaison bien définie pour obtenir un profil de température optimal.

Pour confirmer ces observations, des essais destructifs ont été mis en place pour caractériser l'efficacité des soudures et améliorer leur performance lors d'un essai de traction. Il s'est avéré qu'un rapport faible comportant des vitesses de rotation et d'avance élevées a offert la meilleure résistance à la traction. Ceci s'est répertorié lors des analyses macroscopiques de plaques d'aluminium 6061-T6 soudées bout à bout. Les soudures effectuées selon une combinaison de vitesses optimales présentent une zone affectée thermo-mécaniquement plus petite en plus d'offrir une transition plus uniforme entre le matériau déformé par le noyau et celui déformé par l'épaulement. Ainsi, un faible apport

de chaleur associé à une microstructure plus uniforme offre une soudure de meilleure efficacité comparativement à une soudure réalisée avec un apport de chaleur trop élevé ou ayant une microstructure moins uniforme.

En parallèle à ces essais, les macroscopies des soudures asymétriques ont révélé plusieurs aspects au niveau du profil d'écoulement des matériaux. Pour faire un bref rappel, les résultats ont permis de confirmer que le matériau passe de l'avant vers l'arrière de l'outil et que le noyau est principalement constitué du matériau provenant du côté avançant. De plus, la présence de filets sur la tige de l'outil permet un meilleur mélange de la matière puisqu'ils minimisent l'apparition de trous et de fissures en établissant une jonction plus entremêlée entre le matériau du noyau et celui de la ZAT. Les métallographies ont aussi montré que le profil d'écoulement est différent de chaque côté de la soudure. Celles-ci portent à croire que le matériau situé du côté avançant est soumis à des efforts plus élevés que celui du côté reculant. Cette hypothèse n'a malheureusement pas pu être validée par le modèle numérique qui présente encore des lacunes au niveau du malaxage du matériau. L'absence de lois de comportement bien définies pour la friction et la génération de chaleur en plus de la demande en temps de calcul trop élevée pour la capacité des ordinateurs actuels sont les principales limitations. Toutefois, les profils de température obtenus par simulation numérique qui s'approchent des profils expérimentaux et la possibilité de suivre l'historique complète de chaque particule individuelle font du SPH une méthode pouvant s'avérer efficace pour modéliser, en trois dimensions, tous les phénomènes présents lors des trois phases du soudage par friction malaxage.

CHAPITRE 5

DISCUSSION DES RÉSULTATS

Les approches expérimentale et numérique du soudage par friction malaxage ont permis de mieux comprendre les mécanismes physiques de ce procédé. Les essais expérimentaux ont révélé plusieurs aspects du malaxage des matériaux et sur les champs de températures. Ces analyses ont aussi servi à la validation du modèle numérique.

Les principales conclusions à retenir sont sans doute au niveau des changements rapides de température à mesure que la soudure progresse. Lorsque les vitesses sont élevées, mais que l'énergie d'apport proportionnelle à l'avance de l'outil est faible, comme par exemple à 1500 tours/min et 6,35 mm/s ($k = 3,93$ tours/mm), les températures locales près de l'outil sont supérieures et les températures dans le reste du matériau sont plus faibles que pour un énergie d'apport plus grand. L'énergie est ainsi mieux concentrée dans le matériau près de l'outil ce qui se reflète, par l'obtention de températures locales plus élevées, en un meilleur mélange de la matière. De plus, comme le reste du matériau est soumis à des températures plus faibles, la ZAT est moins étendue. Les valeurs de la résistance à la traction ont d'ailleurs été supérieures pour les soudures réalisées à haute vitesse mais pour une énergie d'apport faible. Cependant, les plaques soudées à partir d'une

énergie d'apport identique avec des vitesses moins rapides n'ont pas offert les meilleures valeurs de résistances à la traction malgré l'obtention d'une ZAT plus réduite.

Les analyses métallographiques de soudures asymétriques ont permis d'étudier le déplacement ou le malaxage du matériau avec succès. Les résultats indiquent que la matière se déplace de l'avant vers l'arrière et que très peu de matière est transportée avec l'outil. Il existe aussi une différence notable entre les côtés avançant et reculant dans la microstructure (représentative des efforts générés dans le matériau). On a pu observer que la matière est mélangée presque exclusivement dans le noyau et que la ZATM n'est qu'une zone de transition très mince entre le noyau et la ZAT. D'autre part, les essais réalisés ont aussi montré que la matière se déplace très peu selon l'axe vertical.

En ce qui concerne le modèle numérique, il n'est pas encore au point. La génération de chaleur est adéquate pour un modèle solide mais des lacunes sont présentes au niveau du malaxage. À l'opposé, il est difficile avec un modèle fluide d'incorporer une loi de friction typique pour ce procédé. Contrôler la viscosité en fonction de la température et de la vitesse de déformation est également ardu.

À ce jour, la meilleure approche est celle où le matériau est représenté par un fluide visqueux. Les lois s'adaptent beaucoup mieux à la méthode SPH initialement développée pour les écoulements de fluide à surface libre. Le modèle SPH, qu'il soit solide ou fluide, a aussi permis de réaliser des simulations en trois dimensions de la phase de plongée et d'avance du soudage ce qui constitue une avancée en matière de modélisation numérique

du SFM. De plus, comme chaque particule conserve l'information des valeurs qui lui sont associées, il est possible d'obtenir un historique complet de celles-ci. Le temps de calcul et l'analyse des résultats sont toutefois très longs. Des hypothèses ont été posées afin de réduire ce temps de calcul mais les résultats s'en sont retrouvées affectées notamment par le changement de la densité des particules qui devaient permettre de réduire le temps de calcul.

En ce qui concernent les résultats obtenus, l'écart entre les données expérimentales et celles provenant des simulations numériques nous amènent à nous poser quelques questions. La plus importante est sans doute la suivante :

La représentation du matériau à l'aide d'un fluide visqueux est-elle adéquate et représentative de l'écoulement du matériau se produisant lors du soudage par friction malaxage ?

Suite aux premiers résultats obtenus, il est évident que non. Le modèle fluide ne représente pas adéquatement la rigidité du matériau puisqu'elle est trop faible. À l'opposé, le matériau représenté par un modèle solide possède une rigidité trop élevée. Cependant, cela ne veut pas dire que l'approche SPH doit être rejetée. Des auteurs ont obtenus des résultats près des valeurs expérimentales avec des modèles fluides en deux dimensions. Il requiert de choisir les bonnes hypothèses et d'assurer un bon couplage entre les différentes lois implantées dans le modèle numérique.

CONCLUSION ET RECOMMANDATIONS

Le procédé de soudage par friction malaxage s'avère bénéfique pour le soudage d'alliages d'aluminium et est exposé à un avenir très prometteur dans divers domaines d'application. Cependant, bien que cette technique existe depuis plus d'une vingtaine d'années, plusieurs phénomènes sont encore incompris et l'amélioration des outils de soudage ainsi que des paramètres d'utilisation est encore requise. D'ailleurs, la plupart des études visant à améliorer le procédé de soudage sont encore faites de façon expérimentale. C'est dans ce contexte que le développement d'un modèle numérique sans maillage couplant les phénomènes thermiques et mécaniques a été proposé. L'usage d'une telle modélisation a permis de comprendre, d'analyser et de déterminer l'effet des paramètres de soudage sur l'efficacité des soudures. Ce projet visait donc à débiter le développement d'un code numérique sans maillage pour le soudage par friction malaxage.

Dans un premier temps, l'étude a été consacrée à l'élaboration du modèle numérique avec la collaboration du CSIRO. Quelques lois de comportement, modèles mathématiques et relations empiriques ont servis à simuler le soudage par friction malaxage. Malgré des résultats parfois inexacts et des temps de calcul très long, le modèle SPH a été adapté pour l'étude du SMF par l'implantation des propriétés mécaniques variant avec la température, d'une loi de friction, d'une loi de génération de chaleur et la création de tous les fichiers nécessaires à l'importation des géométries d'outil. Quant aux résultats obtenus, les champs de température ont présenté des profils semblables aux variations enregistrées lors des

essais expérimentaux et l'écoulement du matériau a été possible grâce à une représentation fluide des plaques soudées. De plus, la méthode SPH permet de modéliser la matière à l'aide de particules pour lesquelles il est possible de conserver un historique thermomécanique. Cela offre la possibilité de tracer l'évolution de ses propriétés physiques ce qui ouvre la porte à l'insertion des effets métallurgiques tels la recristallisation dynamique à chaud. Cela représenterait une avancée dans les domaines de la modélisation numérique du soudage par friction malaxage.

Dans un deuxième temps, un banc d'essai a été instrumenté à partir d'une fraiseuse à commande numérique. Ce banc d'essai se traduit par l'acquisition de données de la température des plaques et des efforts mécaniques appliquées sur le porte-outil. Il offre également la possibilité de souder des plaques de dimensions, de matériaux et de configurations différentes. Les équipements de coupage, de sablage, de polissage, d'attaques chimiques et d'analyse macro et microscopique, ont finalement permis de faire l'analyse des soudures symétriques et asymétriques réalisées.

Ce projet de maîtrise est l'initiateur d'une suite de plusieurs projets concernant le soudage par friction malaxage. Le but ultime est de développer un modèle numérique capable de prédire, ou du moins d'obtenir un intervalle acceptable, des paramètres de soudage à utiliser selon le matériau, l'épaisseur et la configuration de soudage pour atteindre des propriétés mécaniques s'approchant du matériau de base. Évidemment, cet objectif n'a pas été atteint au cours du projet. Par contre, puisqu'il s'agissait d'une entrée en

matière du SFM et du SPH, les objectifs à court terme consistaient plutôt à mettre au point un modèle numérique sans maillage adapté pour le soudage par friction malaxage. Entre autre, ce projet devait déterminer si l'approche SPH est préférable à d'autre méthode de modélisation pour atteindre le but souhaité.

En parallèle, un banc d'essai devait être instrumenté pour amasser des données sur les champs de température, les paramètres de soudage (vitesse d'avance et de rotation) et pour étudier le malaxage du matériau. Ainsi, suite aux résultats présentés dans ce document, les objectifs ont été atteints.

Recommandations et travaux futurs

Les recommandations découlant de ce projet concernent majoritairement la partie numérique du projet. Il y en a toutefois quelques unes sur la partie expérimentale.

Tout d'abord, il serait requis de développer une version parallélisée du code afin de diminuer le temps de calcul de plusieurs dizaines de fois. Une fois cela fait, il sera beaucoup plus rapide de valider les lois de comportement utilisées. Bien qu'une représentation des plaques par un fluide a offert de meilleurs résultats à propos des profils d'écoulement, une représentation solide serait beaucoup plus adaptée notamment pour tenir compte de la recristallisation dynamique à chaud si la résolution du modèle permet de ce rendre aussi loin dans l'analyse. De plus, le modèle de friction pourra être mieux adapté et

prendre en considération l'effet de collage et l'effet de glissement de l'outil sur les plaques. Par le fait même, la loi de génération de chaleur serait aussi plus représentative. Concernant l'écoulement du matériau, un modèle solide ayant une rigidité plus faible en fonction des températures atteintes permettrait d'assurer un meilleur mélange pour ainsi coupler de façon adéquate la mécanique avec la thermique.

De façon plus spécifique, les fichiers de résultats découlant du code SPH devront être modifiés afin d'être traités plus rapidement. Par ailleurs, la vitesse de déformation devra être ajoutée aux résultats tout comme les forces appliquées sur l'outil afin de les comparer aux forces mesurées sur le banc d'essai.

Pour la partie expérimentale, trois outils sur cinq n'ont pas pu être utilisés en raison de l'incapacité de la machine à commande numérique de fournir une force nécessaire à l'insertion de ceux-ci dans les plaques. Cela a toutefois permis de conclure que la force axiale requise pour plonger un outil dépend du diamètre de la tige. Avec l'utilisation d'un appareil de soudage mieux adapté, il serait ainsi recommandé d'analyser leurs effets respectifs sur la qualité des soudures, et ce, pour d'autres configurations de soudage (en recouvrement par exemple). D'autres matériaux devraient aussi être étudiés afin de vérifier ultérieurement la validité du modèle numérique pour différents paramètres de soudage.

Quant aux soudures réalisées à partir de l'outil no.2, plusieurs d'entre elles avaient une fissure à l'interface tige/épaulement. Cela est probablement dû au changement de géométrie

trop abrupt à cette interface. Il serait peut-être préférable d'augmenter le diamètre de l'épaulement ou de diminuer le diamètre de la base de la tige pour conserver un rapport identique à l'outil no. 1 qui ne produit pas ce défaut lors du soudage. L'usage de l'outil no. 3 pourrait confirmer cette hypothèse.

LISTE DES RÉFÉRENCES

1. Vennekens, R., B. Verstraeten, and K. Broeckx. *Classification des alliages d'aluminium. Notice d'information sur l'aluminium - 2e partie*. 2003 Avril 2003 18 january 2010]; Available from: <http://www.bil-ibs.be/Fr/Metallerie/pdf/Aludeel%202-F11MET49V3.pdf>.
2. Wikipedia. *Soudage*. 2010 18 january 2010]; Available from: <http://fr.wikipedia.org/wiki/Soudage>.
3. TWI. *TWI Technology Engineering*. 2010 [cited 19 january 2010; Available from: http://www.twi.co.uk/content/main_home_index.html.
4. Cazes, R., *Soudage par friction-malaxage*. Techniques de l'Ingénieur, 2003.
5. Wikipedia. *Friction Stir Welding*. 2010 4 february 2010 5 february 2010]; Available from: http://en.wikipedia.org/wiki/Friction_stir_welding.
6. Mishra, R.S. and Z.Y. Ma, *Friction stir welding and processing*. Materials Science and Engineering: R: Reports, 2005. **50**(1-2): p. 1-78.
7. Padmanaban, G. and V. Balasubramanian, *Selection of FSW tool pin profile, shoulder diameter and material for joining AZ31B magnesium alloy - An experimental approach*. Materials & Design, 2009. **30**(7): p. 2647-2656.
8. Ulysse, P., *Three-dimensional modeling of the friction stir-welding process*. International Journal of Machine Tools & Manufacture, 2002. **42**(14): p. 1549-1557.
9. Zhang, H.W., Z. Zhang, and J.T. Chen, *3D modeling of material flow in friction stir welding under different process parameters (vol 183, pg 62, 2007)*. Journal of Materials Processing Technology, 2008. **199**(1-3): p. 456-456.
10. St-Georges, L., et al., *Prediction of optimal parameters of friction stir welding*, in *6th International Symposium on Friction Stir Welding 2006*, Université du Québec à Chicoutimi: St-Sauveur (Qc). p. 1-10.
11. Atharifar, H., D.C. Lin, and R. Kovacevic, *Numerical and Experimental Investigations on the Loads Carried by the Tool During Friction Stir Welding*. Journal of Materials Engineering and Performance, 2009. **18**(4): p. 339-350.
12. Buffa, G., L. Fratini, and R. Shivpuri, *Finite element studies on friction stir welding processes of tailored blanks*. Computers & Structures, 2008. **86**(1-2): p. 181-189.
13. Arora, A., et al., *Torque, power requirement and stir zone geometry in friction stir welding through modeling and experiments*. Scripta Materialia, 2009. **60**(1): p. 13-16.
14. Rhodes, C.G., et al., *Effects of friction stir welding on microstructure of 7075 aluminum*. Scripta Materialia, 1997. **36**(1): p. 69-75.
15. Sato, Y.S., et al., *Microstructural evolution of 6063 aluminum during friction-stir welding*. Metallurgical and Materials Transactions a-Physical Metallurgy and Materials Science, 1999. **30**(9): p. 2429-2437.
16. Tang, W., et al., *Heat input and temperature distribution in friction stir welding*. Journal of Materials Processing & Manufacturing Science, 1998. **7**(2): p. 163-172.

17. St-Georges, L., et al., *Thermo-Fluid Phenomena in Friction Stir Welding*, in *Proceeding of the 15th Intl. Conf. Thermal Engineering* 2006, Université du Québec à Chicoutimi: Budapest, Hungary. p. 36.
18. Assidi, M., et al., *Friction model for friction stir welding process simulation: Calibrations from welding experiments*. International Journal of Machine Tools and Manufacture. **In Press, Corrected Proof**.
19. Hamilton, C., S. Dymek, and A. Sommers, *A thermal model of friction stir welding in aluminum alloys*. International Journal of Machine Tools and Manufacture, 2008. **48**(10): p. 1120-1130.
20. Khandkar, M.Z.H., 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. **8**(3): p. 165-174.
21. Schmidt, H.B. and J.H. Hattel, *Thermal modelling of friction stir welding*. Scripta Materialia, 2008. **58**(5): p. 332-337.
22. Tartakovsky, A.M., et al., *Smooth Particle Hydrodynamics (SPH) model for Friction Stir Welding (FSW) of dissimilar materials*. p. 1-16.
23. Liechty, B.C. and B.W. Webb, *The use of plasticine as an analog to explore material flow in friction stir welding*. Journal of Materials Processing Technology, 2007. **184**(1-3): p. 240-250.
24. Heurtier, P., et al., *Mechanical and thermal modelling of Friction Stir Welding*. Journal of Materials Processing Technology, 2006. **171**(3): p. 348-357.
25. Schmidt, H.B. and J.H. Hattel, *Thermal and Material Flow modelling of Friction Stir Welding using Comsol*, in *Proceedings of the COMSOL Conference 2008 Hannover* 2008. p. 1-6.
26. Avila, R., *Measurement and analysis of applied power, forces and material response in friction stir welding of aluminum alloy 6061*, 2007, The University of Texas at El Paso: United States -- Texas. p. 104.
27. Liechty, B.C. and B.W. Webb, *Modeling the frictional boundary condition in friction stir welding*. International Journal of Machine Tools & Manufacture, 2008. **48**(12-13): p. 1474-1485.
28. Colegrove, P.A. and H.R. Shercliff, *3-Dimensional CFD modelling of flow round a threaded friction stir welding tool profile*. Journal of Materials Processing Technology, 2005. **169**(2): p. 320-327.
29. Leal, R.M., et al., *Material flow in heterogeneous friction stir welding of thin aluminium sheets: Effect of shoulder geometry*. Materials Science and Engineering a-Structural Materials Properties Microstructure and Processing, 2008. **498**(1-2): p. 384-391.
30. Xu, S., et al., *Finite element simulation of material flow in friction stir welding*. Science and Technology of Welding and Joining, 2001. **6**(3): p. 191-193(3).
31. Bhojwani, S., *Smoothed particle hydrodynamics modeling of the friction stir welding process*, 2007, The University of Texas at El Paso: United States -- Texas. p. 78.

32. Ceschini, L., et al., *Effect of friction stir welding on microstructure, tensile and fatigue properties of the AA7005/10 vol.%Al₂O₃p composite*. Composites Science and Technology, 2007. **67**(3-4): p. 605-615.
33. Elangovan, K. and V. Balasubramanian, *Influences of tool pin profile and welding speed on the formation of friction stir processing zone in AA2219 aluminium alloy*. Journal of Materials Processing Technology, 2008. **200**(1-3): p. 163-175.
34. Qin, X. and P. Michaleris, *Thermo-elasto-viscoplastic modelling of friction stir welding*. Science and Technology of Welding and Joining, 2009. **14**(7): p. 640-649.
35. Johnson, G.R. and W.H. Cook, *A constitutive model and data for metals subjected to large strains, high strain rates and high*. Proceedings of the 7th International Symposium on Ballistics, 1983: p. 541-547.
36. Sheppard, T. and D.S. Wright, *Determination of flow stress. 1. Constitutive equation for aluminum-alloys at elevated-temperatures*. Metals Technology, 1979. **6**(JUN): p. 215-223.
37. Santiago, D., et al., *3D Modeling of Material Flow and Temperature in Friction Stir Welding*. Soldagem & Inspecao, 2009. **14**(3): p. 248-256.
38. Nandan, R., T. DebRoy, and H.K.D.H. Bhadeshia, *Recent advances in friction-stir welding - Process, weldment structure and properties*. Progress in Materials Science, 2008. **53**(6): p. 980-1023.
39. Tartakovsky, A.M., et al., *Modeling of Friction Stir Welding (FSW) Process with Smooth Particle Hydrodynamics (SPH)*, in *SAE 2006 World Congress 2006*: Detroit, USA.
40. Deng, Z., M.R. Lovell, and K.A. Tagavi, *Influence of material properties and forming velocity on the interfacial slip characteristics of cross wedge rolling*. Journal of Manufacturing Science and Engineering-Transactions of the Asme, 2001. **123**(4): p. 647-653.
41. Song, M. and R. Kovacevic, *Thermal modeling of friction stir welding in a moving coordinate system and its validation*. International Journal of Machine Tools & Manufacture, 2003. **43**(6): p. 605-615.
42. Emam, S.A. and A.E. Domiaty, *A Refined Energy-Based Model for Friction-Stir Welding*. World Academy of Science, Engineering and Technology, 2009. **41**: p. 1-7.
43. Liu, G.R. and M.B. Liu, *Smoothed Particle Hydrodynamics: A Meshfree Particle Method* 2003, Singapore: World Scientific Publishing, 449.
44. Santiago, D.H., et al., *Numerical modeling of welded joints by the "Friction Stir Welding" process*. Materials Research, 2004. **7**: p. 569-574.
45. Zhang, Z. and J.T. Chen, *The simulation of material behaviors in friction stir welding process by using rate-dependent constitutive model*. Journal of Materials Science, 2008. **43**(1): p. 222-232.
46. Oliphant, A., *Numerical Modeling of Friction Stir Welding: A Comparison of Alogra and Forge3 in Mechanical Engineering* 2004, Brigham Young University. p. 133.
47. Monaghan, J.J., *Smoothed particle hydrodynamics*. Reports on Progress in Physics, 2005. **68**(8): p. 1703-1759.

48. Cleary, P.W. and R. Das, *On the feasibility of using the mesh-free SPH method for modelling thermo-mechanical responses in arc welding*, in *6th International Conference on CFD in Oil & Gas, Metallurgical and Process Industries* 2008: Norway. p. 1-10.
49. CSIRO, *SPH Theory Manual*. p. 1-54.
50. MatWeb. *Material property data, Aluminum 6061-T6*. 2011 [cited 2011 February 2nd]; Available from: <http://www.matweb.com/search/DataSheet.aspx?MatGUID=1b8c06d0ca7c456694c7777d9e10be5b&ckck=1>.
51. MatWeb. *Material property data, AISI 4340 Steel, normalized, 50 mm (2 in.) round* 2011 [cited 2011 February 2nd]; Available from: <http://www.matweb.com/search/DataSheet.aspx?MatGUID=898ac6f5b21e4c84a472742318cf1478>.
52. Zhang, H.W., Z. Zhang, and J.T. Chen, *3D modeling of material flow in friction stir welding under different process parameters*. *Journal of Materials Processing Technology*, 2007. **183**(1): p. 62-70.
53. MatWeb. *Material property data, Aluminum 356.0-F, Sand Cast* 2011 [cited 2011 february 2nd]; Available from: <http://www.matweb.com/search/DataSheet.aspx?MatGUID=4625707f449a43b59a6dbdbf9617526b>.
54. Banerjee, B., *The Mechanical Threshold Stress model for various tempers of AISI 4340 steel*. *International Journal of Solids and Structures*, 2007. **44**(3-4): p. 834-859.
55. Liechty, B.C. and B.W. Webb, *Flow field characterization of friction stir processing using a particle-grid method*. *Journal of Materials Processing Technology*, 2008. **208**(1-3): p. 431-443.
56. K. Lavoie, L. St-Georges, L. Kiss et F. Thibeault, *Instrumentation et expérimentation du soudage par friction malaxage*, *Encyclopédie de la recherche sur l'aluminium au Québec*, édition 2010, JER – REGAL, p.70.
57. L. Fourment, S. Guerdoux, *3D numerical simulation of the three stages of Friction Stir Welding based on friction parameters calibration*, *International Journal of Material Forming* 1, Supplement 1, 2008, p.1287-1290

ANNEXES

Annexe 1 – Modèles viscoplastiques et élastoplastiques

Le modèle mécanique de threshold est basé sur les déformations plastiques, de la vitesse de déformation et des changements de température. Il est largement utilisé pour modéliser les déformations plastiques du cuivre, des alliages d'aciers et des alliages d'aluminium. La vitesse de déformation doit cependant être inférieure à $10^7/s$ afin que le modèle reste valide [54].

La formulation mathématique de ce modèle est la suivante:

$$\sigma_y(\varepsilon_p, \dot{\varepsilon}, T) = \sigma_a + (S_i \sigma_i + S_e \sigma_e) \frac{\mu(P, T)}{\mu_0} \quad (1)$$

où σ_a est la composant thermique du modèle mécanique de Threshold, σ_i est la composante de la contrainte occasionnée par l'énergie thermique libérée par les dislocations, σ_e est la contrainte créée par les changements microstructuraux dans le matériau (écrouissement), S_i et S_e sont des facteurs dépendants du taux de déformation et de la température et μ_0 est la contrainte en cisaillement à 0 K et à pression ambiante. Le calcul de la composante thermique σ_a se fait de la façon suivante :

$$\sigma_a = \left(\sigma_0 + C_1 \varepsilon_p^n + \frac{k}{\sqrt{d}} \right) \frac{\mu(P, T)}{\mu_0} \quad (2)$$

Les facteurs S_i et S_e prennent la forme d'Arrhenius:

$$\begin{aligned}
 S_i &= \left[1 - \left(\frac{k_b T}{g_{0i} b^3 \mu(P, T)} \ln \frac{\dot{\epsilon}_{0i}}{\dot{\epsilon}} \right)^{1/q_i} \right]^{1/p_i} \\
 S_e &= \left[1 - \left(\frac{k_b T}{g_{0e} b^3 \mu(P, T)} \ln \frac{\dot{\epsilon}_{0e}}{\dot{\epsilon}} \right)^{1/q_e} \right]^{1/p_e}
 \end{aligned} \tag{3}$$

où k_b est la constante de Boltzmann, b est l'ampleur du vecteur de Burger, g_{0i} et, g_{0e} représentent les énergies d'activation, $\dot{\epsilon}_{0i}$, $\dot{\epsilon}_{0e}$ sont les taux de déformation de références et q_i p_i q_e et p_e des constantes du matériau. Quant à la variable d , elle correspond à la taille des grains.

D'autres équations non présentées pour alléger le texte sont aussi requises afin d'évaluer la composante d'écrouissage σ_e . Celles-ci sont détaillées dans la publication de Banerjee [54]. Il s'agit d'un modèle très complet mais relativement complexe. Son implémentation dans un modèle numérique serait laborieuse en plus d'être coûteuse en temps de calcul.

On retrouve également d'autre modèle dans la littérature [12] dont les paramètres varient en fonction de la température, des déformations et de la vitesse de déformation. Les contraintes se calculent à partir de la formule :

$$\sigma = K T^A \left(\frac{1}{\bar{\epsilon}} \right)^B (\bar{\epsilon})^C \tag{4}$$

tels que K , A , B et C sont des constantes du matériau, basées sur des données expérimentales.

Un modèle très similaire, soit le modèle de Norton-Hoff, est notamment utilisé par Lietchy [55]:

$$\sigma(\varepsilon, \dot{\varepsilon}, T) = k_0 e^{-\beta T} \dot{\varepsilon}^m \quad (5)$$

où k_0 , β , n et m sont des constantes du matériau déterminées par des essais uniaxiaux en compression.

Annexe 2 – Modèles de génération de chaleur

Modèle analytique de Schmidt

Schmidt et coll. [21] ont proposé un modèle analytique de génération de chaleur très intéressant. Le modèle permet de tenir compte de l'effet de glissement (friction) et de l'effet de collage (déformation plastique) dans diverses proportions à l'aide du coefficient de glissement. Les expressions pour déterminer ces sources de chaleurs sont les suivant:

$$Q_{déformation} = \frac{2}{3} \pi \frac{\sigma_y}{\sqrt{3}} \omega [(r_o^3 - r_i^3)(1 + \tan \theta) + r_i^3 + 3r_i^2 h_i] \quad (6)$$

$$Q_{glissement} = \frac{2}{3} \pi \mu P_N \omega [(r_o^3 - r_i^3)(1 + \tan \theta) + r_i^3 + 3r_i^2 h_i] \quad (7)$$

où les Q sont les sources de chaleur générées par les déformations du matériau et par la friction, σ_y la limite élastique, ω la vitesse de rotation angulaire de l'outil, r_o le rayon de l'épaulement de l'outil, r_i le rayon de la tige, θ l'angle de l'épaulement de l'outil, h_i la longueur de la tige, P_N la pression de contact et δ le coefficient adimensionnelle de pondération.

Modèle analytique de Song

Le modèle de Song et coll. [41] est légèrement différent des modèles précédents dans le sens où il n'utilise pas de coefficient de pondération δ . Il considère que la chaleur générée

par l'épaulement n'est causée que par la friction entre ce dernier et les plaques. Ce flux de chaleur est évalué de la façon suivante:

$$q_{\text{épaulement}} = 2\pi\mu P_N r \omega \quad (8)$$

où r est la distance radiale à partir de l'axe de rotation de l'outil, ω la vitesse angulaire, μ le coefficient de friction et P_N la force normale.

En ce qui concerne la tige, la chaleur générée est due à trois raisons principales: (1) par la déformation en cisaillement du matériau, (2) par la friction causées sur la surface des filets de la tige et (3) par la friction entre la surface verticale de la tige et le matériau. L'équation, développée par Colgrove [28], inclut trois termes qui représentent ces effets dans l'ordre:

$$Q_{\text{tige}} = 2\pi r_i e k Y \frac{V_m}{\sqrt{3}} + \frac{2\mu k Y \pi r_i e V_{rp}}{\sqrt{3(1+\mu^2)}} + \frac{4P_T \mu V_m \cos \theta}{\pi} \quad (9)$$

$$\text{où } \theta = 90^\circ - \lambda - \tan^{-1}(\mu) \quad (10)$$

$$V_m = \frac{\sin \lambda}{\sin(180^\circ - \theta - \lambda)} v_p \quad (11)$$

$$V_{rp} = \frac{\sin \theta}{\sin(180^\circ - \theta - \lambda)} v_p \quad (12)$$

tel que r_i est la rayon de la tige, e l'épaisseur du matériau, P_T la force transversale produite pendant le soudage, λ est l'angle des filets, μ le coefficient de friction et Y la contrainte moyenne de cisaillement.

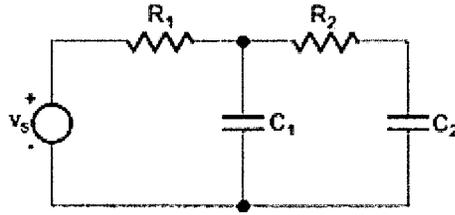
Ce modèle analytique a aussi été comparé à des données expérimentales. Les profils de températures calculés étaient cohérents avec les valeurs indiquées par les thermocouples mais présentaient des valeurs légèrement supérieures. Par contre, ils ont négligé les deux derniers termes de l'équation 9 en supposant un outil cylindrique lisse. Le modèle n'a donc pas été validé pour un outil fileté.

Annexe 3 – Modélisation mathématique de l'erreur de mesure des thermocouples

Afin de déterminer la réponse des thermocouples et d'évaluer leur incertitude, ceux-ci ont été modélisés grâce à un circuit RCC tel qu'expliqué au chapitre 3. Le développement mathématique de ce modèle est présenté dans cette annexe. Commençons d'abord par les hypothèses posées:

- La céramique intérieure est faite d'alumine compactée;
- La gaine extérieure est en acier inoxydable;
- Un ciment pour thermocouple fait le lien entre la gaine d'acier et l'aluminium;
- C_1 = Capacité thermique de l'alumine;
- C_2 = Capacité thermique de la gaine d'acier et capacité thermique du ciment;
- R_1 = Résistance thermique de l'alumine;
- R_2 = Résistance thermique de la gaine d'acier et du ciment;
- Excitation simulée par la fonction sécante hyperbolique;
- Les résistances de contacts sont négligées;
- La température de la jonction du bimétal est uniforme du centre à la surface.

En ce qui concerne la fonction de transfert, il s'agit de la transformée de Laplace du circuit RCC suivant :



Selon la loi des nœuds :

$$\frac{V_{IN} - V_1}{R_1} = sV_1C_1 + \frac{V_1 - V_{OUT}}{R_2} \quad (13)$$

$$V_{IN} = V_1 \left[1 + sR_1C_1 + \frac{R_1}{R_2} \right] - \frac{V_{OUT}R_1}{R_2} \quad (14)$$

D'autre part, le courant dans la résistance R_2 est égal au courant dans C_2 :

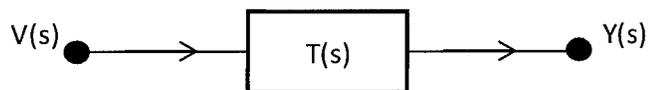
$$\frac{V_1 - V_{OUT}}{R_2} = sC_2V_{OUT} \quad (15)$$

$$V_1 = V_{OUT}(sR_2C_2 + 1) \quad (16)$$

En insérant l'équation 14 dans l'équation 16, il est possible d'obtenir la fonction de transfert :

$$V_{IN} = V_{OUT}[(R_1C_1R_2C_2)s^2 + (R_1C_2 + R_2C_2 + R_1C_1)s + 1] \quad (17)$$

$$T(s) = \frac{V_{OUT}}{V_{IN}} = \frac{1}{(R_1C_1R_2C_2)s^2 + (R_1C_2 + R_2C_2 + R_1C_1)s + 1} \quad (18)$$

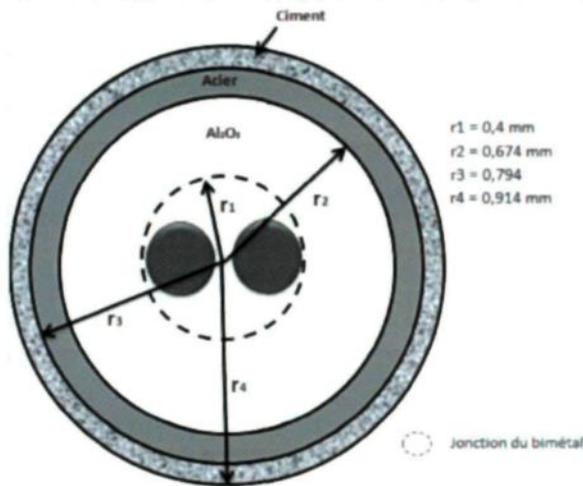


où $Y(s)$ est la réponse à l'excitation $V(s)$. Quant à l'erreur, elle se calcul comme suit :

$$Y(s) - V(s) = \text{Erreur} \quad (19)$$

Les valeurs des résistances sont déterminées à l'aide des propriétés thermiques des matériaux. Voici ces valeurs et la façon dont on les obtient:

Tableau A3-1 - Valeur des paramètres du thermocouple



$r_1 = 0,4 \text{ mm}$
 $r_2 = 0,674 \text{ mm}$
 $r_3 = 0,794 \text{ mm}$
 $r_4 = 0,914 \text{ mm}$

	Acier	Alumine	Ciment	
k	19,8	15,8	1,586	(W/mK)
Cp	0,477	0,765	0,370	(kJ/KgK)
ρ	7904	3990	3120	(kg/m ³)
Section	5,534E-07	9,245E-07	6,439E-07	(m ²)

$$C_1 = (\rho AC_p)_{\text{alumine}} = 0,2822 \frac{J}{mK} \quad (20)$$

$$C_2 = (\rho AC_p)_{\text{acier}} + (\rho AC_p)_{\text{ciment}} = 0,283 \frac{J}{mK} \quad (21)$$

$$R_1 = \frac{\ln(r_2/r_1)}{2\pi k_{\text{alumine}}} = 5,26 \times 10^{-3} \frac{mK}{W} \quad (22)$$

$$R_2 = \frac{\ln(r_3/r_2)}{2\pi k_{\text{acier}}} + \frac{\ln(r_4/r_3)}{2\pi k_{\text{ciment}}} = 1,76 \times 10^{-2} \frac{mK}{W} \quad (23)$$

Annexe 4 – Caractéristiques de la fraiseuse numérique

Fraiseuse MILLAC 5VA	
Distance entre l'extrémité du mandrin et la table	250 - 800 mm (9,84 - 31,50 po)
Dimension de la table	1400 mm x 550 mm (64,0 po x 21,5 po)
Chargement maximal sur la table	1000 kg (2 200 lbs)
Vitesse de rotation du mandrin	0 - 3 650 rpm
Traverse rapide de la table	10 000 mm/min (394 po/min)
Intervalle de vitesse de déplacement de la table	1 - 2 000 mm/min (0,039 - 78,74 po/min)
Source d'électricité requise	35 kVA

- Fraiseuse 3 axes
- Asservie en position
- Rotation de l'outil dans les deux sens

