

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

**Doctorat ParisTech**  
**T H È S E**

pour obtenir le grade de docteur délivré par

**l'École Nationale Supérieure d'Arts et Métiers**  
**Spécialité " Mécanique - Matériaux "**

*présentée et soutenue publiquement par*

**Ammar GUEDOIRI**

le 18 décembre 2012

**Contribution à la modélisation et à la  
simulation numérique du soudage par friction et malaxage**

Directeur de thèse : **Hamid ZAHROUNI**  
Co-directeur de la thèse : **Veronique FAVIER**  
Co-encadrement de la thèse : **Abdelhadi MOUFGI**

**Jury**

**M. Abdellatif Imad**, professeur, LML, Polytech'Lille  
**M. Guillaume Racineux**, professeur, GeM, Ecole Centrale de Nantes  
**M. Bouazza Braikat**, professeur, LCSM, université Hassan II Mohammedia Casablanca Maroc  
**M. Laurent Langlois**, Maître de Conférence, LCFC, Art et Métiers ParisTech, Metz  
**Mme Véronique FAVIER**, professeur, PIMM, Arts et Métiers ParisTech, Paris  
**M. Hamid ZAHROUNI**, Professeur, LEM3, Université de Lorraine, Metz  
**M. Abdelhadi Moufki**, Professeur, LEM3, Université de Lorraine, Metz

Président  
Rapporteur  
Rapporteur  
Examinateur  
Examinateur  
Examinateur  
Examinateur

**T  
H  
È  
S  
E**

*À mon fils*  
*Mohamed-Omar*

---

# Remerciements

*Cinq jours après ma soutenance de thèse j'ai eu la triste nouvelle du décès de la personne qui m'a soutenu tout au long de ma scolarité et qui m'a encouragé à devenir un docteur. C'est à ton propre âme que je dédie ce travail de doctorat et tous mes remerciements à toi, **mon PERE**. C'est grâce à toi que j'ai pu évoluer dans ma vie et devenir ce que je suis.*

Je tiens tout d'abord à remercier Monsieur **Etienne PATOOR**, Directeur du laboratoire LPMM (LEM3 actuellement), de m'avoir accueilli en février 2009 comme doctorant au sein du laboratoire. Un remerciement particulier à l'institut de soudure de Metz représenté par Monsieur **D. LAWRJANIEC** qui a suivi mes travaux de recherche au début de la thèse.

Je remercie également mes directeurs de thèse **Hamid ZAHROUNI** et **Véronique FAVIER** pour m'avoir confié ce travail et accordé toute leur confiance pour sa réalisation. Je leurs suis très reconnaissant pour leurs grandes disponibilités, leurs encouragements, leurs conseils avisés, leurs critiques constructives. Je les remercie pour tout ce qu'ils m'ont appris.

Ma reconnaissance s'adresse à Monsieur **H. ZAHROUNI** pour la rigueur avec laquelle il a dirigé mes travaux de thèse. Son expérience d'encadrement et ses qualités humaines m'ont permis de retrouver confiance en moi et me permettent d'être plus scientifique. Merci Hamid, j'ai trouvé en toi plus qu'un encadrant...

Je suis également très reconnaissant pour les efforts et la méthode d'encadrement de madame **V. Favier**. Sa méthode d'interpréter les choses, ses conseils ainsi que sa qualité humaine m'ont offert de bonnes conditions de travail pour mener à bien ma thèse. Qu'elle trouve ici l'expression de ma profonde reconnaissance.

Je tiens à remercier particulièrement Monsieur **Abdelhadi MOUFKI**, co-encadrant de cette thèse, pour l'attention et l'aide qu'il m'a apporté. Je le remercie pour les échanges et les discussions sur les deux plans scientifique et moral.

Un sincère remerciement à Monsieur **Bouazza BRAIKAT**, professeur à l'université d'Hassan II El-Mohammadia, et Monsieur **Guillaume RACINEUX**, professeur à l'école centrale de Nantes, d'avoir accepté de rapporter ce manuscrit. Je leurs suis très reconnaissant pour l'intérêt qu'ils ont porté à mes travaux de recherche. Je les remercie également pour leurs avis, leurs critiques et leurs remarques très constructifs.

Je tiens aussi à remercier Monsieur **Abdellatif IMAD**, professeur à Polytech'Lille, qui a bien voulu présider le jury de ma thèse et pour ces précieux conseils.

Je souhaite également remercier Monsieur **Laurent LONGLOIS**, maître de conférences à l'ENSAM de Metz, qui m'a honoré en acceptant d'examiner ce travail.

Je tiens également à remercier l'ensemble du personnel technique et administratif de l'ENSAM de Metz et de l'université de Lorraine.

Je remercie profondément toute ma famille qui m'a toujours soutenu et encouragé (mes parents, Salah, Akrem, Nasser, Nidhal, Souhaib...)

Enfin, je remercie tous les amis et les collègues qui ont suivi de près ou de loin ce travail ; Olivier, Gérard, Timisli, Nacef, Lotfi, Rachid, Oussama, Célia, Boris, Abderrahim, Hocine, Nejah, Abdelwahid, Armahanne, Marc et toute l'équipe de foot... Thibault, Abdallah et moudhaffere... Ce fut de belles rencontres!

Une pensée particulière est adressée à mes anciens enseignants de Master **Mahfoud AYADI** et **Ali ZGHAL** qui m'ont proposé de travailler sur un procédé très intéressant qui est le soudage par Friction et malaxage (**FSW**).



# Table de matières

page

.....

<b>Introduction générale</b> .....	8
------------------------------------	---

## **CHAPITRE I : Synthèse bibliographique sur le procédé de soudage par friction et malaxage**

I.1 Introduction.....	11
I.2 Généralités sur le procédé de soudage par friction et malaxage .....	11
I.3 Ecoulement et génération de la chaleur .....	13
I.4 Structure générale des assemblages obtenus par FSW : la microstructure.....	15
I.5 Les phases de soudage et cycles thermiques.....	16
I.6 Caractérisation des joints soudés .....	20
I.7 Etude des mouvements de matière.....	21
I.7.1. Les méthodes de visualisation des flux de matière .....	22
(i) Visualisation par la technique des traceurs .....	22
(ii) Visualisation par des matériaux dissimilaires .....	25
I.7.2 Autres lecture du comportement de flux de matière .....	27
I.8 Modélisation et paramètres du procédé .....	28
1.8.1 Modélisation .....	28
1.8.2 Comportement et paramètres procédé .....	31
1.8.2.1 Paramètres cinématiques .....	31
1.8.2.2 Conditions tribologiques et loi de comportement .....	32
1.8.2.3 Paramètres physiques .....	36
I.9 Conclusion .....	36

.....

## **CHAPITRE II Comportement des flux de matière au cours du soudage de l'aluminium 7020-T6 par friction et malaxage**

II.1 Introduction .....	39
II.2 Présentation du matériau .....	40
II.3 Machines de soudage et outils .....	40
II.4 Observation métallographique dans le joint soudé .....	41
II.4.1 Micrographies .....	42
II.4.2 Observations macrographiques .....	45
II.4.2.1 Régime stationnaire du soudage .....	45
II.4.2.2 Phase d'arrêt et de retrait de l'outil .....	47
II.4.2.3 Observation générale.....	49
II.4.2.4 Discussions.....	50
II.5 Conclusion .....	55

.....

## **CHAPITRE III Modèle numérique sous Fluent du procédé de soudage par friction et malaxage**

III.1 Introduction .....	58
III.2 Equations du problème thermomécanique .....	61
III.3 Choix de la loi de comportement .....	62
III.4 Conditions aux limites.....	65
III.5 Discrétisation spatiale .....	68

III.6	Algorithme de résolution.....	72
III.7	Résultats numériques.....	73
III.7.1	Qualité de maillage .....	73
III.7.2	Cycles thermiques et écoulement de la matière .....	80
III.7.2.1	Cycles thermiques .....	80
III.7.2.2	Écoulement de la matière; validation expérimentale/numérique .....	81
III.7.3	Les défauts dans les joints .....	85
III.8	Conclusion .....	86
.....		

**CHAPITRE IV Une stratégie itérative pour une modélisation thermomécanique de FSW**

IV.1	Introduction.....	89
IV.2	Modélisation thermomécanique du procédé FSW .....	91
IV.2.1	Estimation de la taille de la zone de malaxage définie par la boîte.....	91
IV.2.2	Une stratégie itérative pour le couplage thermique entre la zone de malaxage et le reste du système .....	93
IV.2.3	Qualité du maillage.....	96
IV.3	Résultats et discussions .....	99
(i)	Cycle thermique : expérimental/numérique .....	106
(ii)	Influence des paramètres opératoires .....	112
IV.4	Conclusion .....	117
.....		

<b>Conclusion générale</b> .....	118
----------------------------------	-----

<b>Références bibliographiques</b> .....	121
--	-----

Figure I.1: Outil de soudage conçu par l’Institut de Soudure de Metz (IS) .....	12
Figure I.2: Lignes de courant formées par différentes géométries d’outils .....	14
Figure I.3: Evolution de l’énergie nominale en fonction de la vitesse d’avance pour le cas de soudage de l’AA 7075-T7351 de 6.35 mm d’épaisseur et avec différents outils de types MX-Triflute, MX-Trivex et Trivex [Colegrove et al. 04].....	14
Figure I.4: Outil « Flare-Triflute » développé par The Welding Institute (TWI), UK [Thomas et al. 03] .....	14
Figure I.5: Couple mesuré lors du soudage de joints obtenus pour les alliages AA5083, AA6082 et la combinaison des deux, pour différentes conditions de soudage [Peel et al. 06] .....	15
Figure I.6: Coupe macrographique d’un cordon de soudure de l’AA7020 montrant quatre zones distinctes: (A) métal de base, (B) zone affectée thermiquement, (C) zone affectée thermomécaniquement et (D) noyau de soudure (nugget zone) [IS] .....	16
Figure I.7: Isovaleurs de température lors de la phase de pénétration, la température maximale est montrée au niveau de la pointe du pion [Guerdoux et al. 09] .....	17
Figure I.8: Température de pic en fonction de la position, cas de l’alliage AA6061Al-T6. (a) effet de la position du thermocouple par rapport à la ligne centrale du joint (cas de 400 <i>tr/mn</i> et 120 <i>mm/mn</i> ), (b) effet de la vitesse de rotation pour $v_a = 120 \text{ mm/mn}$ [Tang et al. 09] .....	18
Figure I.9: Température de pic en fonction de la position, cas de l’alliage AA6061Al-T6 et pour 400 <i>tr/mn</i> et 120 <i>mm/mn</i> . (a) effet de la géométrie de l’outil (Tang et al.), (b) pour différents types d’alliages d’aluminium [Hashimoto et al. 99] .....	19
Figure I.10: Evolution S-N pour un métal de base, FSW, Laser et MIG pour l’alliage 6005-T5 [Hori et al. 99] .....	21
Figure I.11: Configuration des marqueurs : de type billes placées autour du pion avant et après le soudage [Colligan 99] .....	24
Figure I.12: Configuration des marqueurs : des morceaux d’aluminium AA5454-H32 insérés en différentes positions dans l’alliage AA2195-T8 [Seidel et Reynolds 01] .....	24
Figure I.13 : Dispersion d’un fil de tungstène après le passage de l’outil [Schneider et al. 06] .....	24
Figure I.14 : Flux de matière dans le cas du soudage hétérogène. (a) AA6061-cuivre, (b) AA6061-AA2024 .....	25
Figure I.15: Les trois types du flux de matière au cours du soudage [Prado et al. 03] .....	25
Figure I.16: Des chevauchements de vortex de Cu et Al dans le cas du soudage bimétallique entre l’aluminium et le cuivre [Guerra et al. 03] .....	26
Figure I.17: Image extraite du film de l’écoulement de la matière dans la plasticine [Gratecap et al. 07] .....	27
Figure I.18: Soudage des plasticines, composition rhéologique d’un cordon de soudure (différentes couleurs de plasticines) [Jemal 11] .....	27
Figure I.19.a: Effet de la vitesse de rotation sur les différents alliages d’aluminium à vitesse de soudage constante.....	28
Figure I.19.b: Effet de la vitesse de soudage sur différents alliages d’aluminium à vitesse de rotation constante .....	28
Figure I.20: Simulation avec la formulation ALE montrant des défauts rencontrés lors du soudage FSW : (a) [Guerdoux et Fourment 07] et (b) [Xu et Deng 08] .....	29
Figure I.21: Comparaison entre résultats expérimentaux et ceux issus des modèles CFD. (a) [Hosein et al. 09] et (b) [Nandan et al. 08] .....	30
Figure I.22: Comparaison entre résultats expérimentaux et le modèle CFD utilisé pour différentes sources de chaleur [Jacquin et al. 11] .....	30
Figure I.23: Illustration des conditions de soudage. Cas du soudage de l’aluminium AA7020-T6 (IS) .....	32
Figure I.24: Intervalle de conditions de soudage optimales en fonction de la force verticale appliquée [Kim et al. 06] .....	32



Figure I.25: Exemple d'évolution de la contrainte d'écoulement en régime d'adoucissement [Colegrove 06] .....	34
Figure I.26: Température mesurée et température calculé par une valeur de h donnée .....	36
.....	
Figure II.1: Position du feuillard (gris foncé) : (a) parallèle à la direction de soudage, (b) perpendiculaire à la direction de soudage et direction d'observation correspondante (gris clair) .....	40
Figure II.2: Types d'outils utilisés, (a) pion cylindrique (b) pion conique avec méplats .....	41
Figure II.3: Disposition du feuillard de cuivre dans des pièces d'aluminium 7020 .....	41
Figure II.4.a: Microstructure de la face en contact avec l'épaulement de l'alliage AA7020 après soudage par FSW.....	42
Figure II.4.b: Analyse des grains dans le noyau de soudure dans le plan (LT) .....	43
Figure II.5: Observation des flux de matière lors d'un soudage bimétallique (Al/Cu), cas du soudage ( $v_a = 100mm/mn, N = 300tr/mn, F_z = 750kg$ ). Cette micrographie est issue du centre de soudure : (a) sous le pion (b) sous l'épaulement.....	44
Figure II.6: Déposition de la matière à l'arrière de l'outil [Chen et al. 08] .....	47
Figure II.7-a et b: Prédiction des trajectoires des morceaux de cuivre pour deux configurations de soudage : (a) marqueur de cuivre placé sous l'axe central de l'outil et (b) marqueur de cuivre décalé par rapport au centre du pion.....	43
Figure II.7-c et d: Schématisation de la trajectoire des particules autour de l'outil pour deux configurations du marqueur: (c) correspond à (a) et (d) correspond à (b) .....	48
Figure II.8: Schémas explicatifs des trois modèles .....	49
Figure II.9: Lignes d'écoulement pour des particules situées sur le feuillard longitudinal [Lorrain 10] .....	50
Figure II.10: Les modèles des trajectoires de marqueur observés dans le joint de soudure [Sanders. 05].....	51
Figure II.11: Vue d'un fil cisailé au cours du passage de l'outil [Sanders. 05] .....	52
Figure II.12: Les différentes zones de flux constatées par [Schmidt et al. 06] .....	53
Figure II.13: Observation macrographique selon l'épaisseur et suivant les surfaces au niveau de l'épaulement (C07) et en pied de soudure (C09) [Sanders. 05] .....	53
Figure II.14: Les lignes de type "Slant" et leurs positions par rapport à la ligne centrale.....	54
Figure II.15: Les lignes d'écoulement correspondant aux cas de soudage 3, 8 et 10.....	55
.....	
Figure III.1: Evolution des publications CFD et CSM pendant les dix derniers ans.....	59
Figure III.2: Défauts et Flux de matière observés sur des cordons de soudure de l'aluminium 7020-T6 [IS] .....	60
Figure III.3: Formation de vide à cause d'un remplissage incomplet, montré par un modèle ALE en EF [Guerdoux et Fourment 09] .....	60
Figure III.4: Evolution de la viscosité dynamique $\mu$ (Pa. s) en fonction de la température et pour des couples (Température, vitesse de déformation équivalente) données par le tableau III.2 correspondant aux conditions thermomécaniques lors du friction-malaxage et pour les lois ST, STnm et carreau (Fluent).....	64
Figure III.5: Types des conditions aux limites mécaniques dans une configuration FSW.....	65
Figure III.6: Vue en coupe des surfaces d'échanges des pièces avec le milieu extérieur pour représenter les conditions aux limites thermiques.....	66
Figure III-7: Distribution des forces surfaciques s'exerçant sur le pion .....	68
Figure III.8: Volume de contrôle typique dans le cas d'un maillage 2D structuré.....	69
Figure III.9: Maillages utilisés dans la zone proche de l'outil de soudage.....	74
Figure III.10: Distribution de la vitesse de déformation équivalente ( $\bar{\epsilon}$ ( $s^{-1}$ )) pour deux cas de maillage : (a) cas 4 et (b) cas 5.....	75
Figure III.11: Vitesse de déformation équivalente en fonction de la densité de maillage.....	75

Figure III.12: Les lignes choisies pour tracer les champs thermiques .....	76
Figure III.13: Evolution de la température suivant l'axe perpendiculaire à l'axe de soudure à $x = -0,0025m$ et $z = 0,004m$ pour différentes valeurs de vitesses de rotation à vitesse de soudage constante ( $500mm/mn$ ) .....	77
Figure III.14 : Evolution de la température suivant l'axe colinéaire à l'axe de soudure à $y = 0,0063m$ et $z = 0,002m$ pour différentes valeurs de vitesses de rotation à vitesse de soudage constante ( $500mm/mn$ ) .....	77
Figure III.15: Evolution de la température suivant l'axe des abscisses à $y=0,0063m$ et $z=0,002m$ pour différentes valeurs de $h$ au niveau de la surface de contact plaque/plaque-support.....	78
Figure III.16: Les lignes de type "Slant" et leurs positions par rapport à la ligne centrale .....	82
Figure III.17: Positions des lignes de courant simulées numériquement (cas 3 et 8) .....	82
Figure III.18: Les champs de vitesse (cas 8 et 10) .....	83
Figure III.19: Positions des lignes de type "Slant" numériquement (cas 8 et 10) .....	83
Figure III.20: Cas de soudage 8, macrographie en pied de soudure.....	84
Figure III.21: Lignes de courant sous l'épaulement et en pied de soudure, cas de soudage 8 .....	84
Figure III.22: Lignes de courant pour deux cas de soudage (a) feuillard placé au milieu et (b) feuillard décalé de 2mm par rapport au centre du joint.....	84
Figure III.23: Illustration schématique de la forme du noyau: a) forme concave; b) forme convexe [Gemme et al. 10] .....	85
Figure III.24: Contours de pression dans une coupe longitudinale au centre du joint de soudure.....	86
.....	
Figure IV.1: Grandes plaques soudées chez IS-Metz.....	90
Figure IV.2: Evolution de la vitesse $v_x$ suivant la ligne de soudure située à 1mm sous l'épaulement..	92
Figure IV.3: Cordon de soudure FSW de l'AA7020 et estimation de la largeur de la boîte (image I.S) .....	92
Figure IV.4: Couplage entre les deux modélisations.....	93
Figure IV.5: Algorithme de la stratégie proposée. La fonction $F(\mu)$ de l'algorithme est donnée par l'équation IV.4.....	94
Figure IV.6: (a) CL de la première itération $n = 0$ ( <i>point de démarrage de l'approche itérative</i> ) et (b) CL de l'itération $n + 1$ .....	95
Figure IV.7: Illustration des deux modèles : modèle thermomécanique (Boîte) et modèle thermique (plaque, outil et plaque support) .....	96
Figure IV.8.a: Type et qualité du maillage utilisé, cas d'un outil cylindrique (utilisé par l'IS). .....	97
Figure IV.8.b: Type et qualité du maillage utilisé, cas d'un outil conique (utilisé par Yeong). .....	98
Figure IV.9: Evolution de $F(\bar{\mu})$ en fonction de $\bar{\mu}$ pour deux choix de conditions initiales thermiques. ....	101
Figure IV.10: Conditions aux limites pour le calcul de référence.....	102
Figure IV.11: Présentation de deux modèles (a) modèle itératif, (b) calcul de référence .....	103
Figure IV.12: Illustration de la zone de malaxage 'Boîte' avec les lignes et les facettes utilisées pour analyser la convergence de l'approche itérative.....	103
Figure IV.13: Comparaison des profils de températures entre les deux modèles thermomécaniques dans la boîte (Approche itérative) et dans la plaque (calcul de référence) suivant les lignes ( $L_{ij}$ ) indiquées par la figure IV.12 .....	103
Figure IV.14: Distribution de la température ( $^{\circ}K$ ) pour les vitesses $500mm/mn$ , $600 tr/mn$ .....	104
Figure IV.15 (a et b) : Coefficient effectif de transfert thermique $h^*$ dans le cas de l'IS et pour les conditions suivantes: $500mm/mn$ , $600 tr/mn$ . (a) à l'interface plaque/plaque support et (b) à l'interface boîte/plaque support .....	106
Figure IV.15.c: Coefficient effectif de transfert thermique $h^*$ à l'interface plaque/plaque support dans le cas de soudage de Yeong et pour les conditions suivantes: $60mm/mn$ , $800 tr/mn$ .....	106
Figure IV.16: Configurations en FSW, (a) expérience et (b) numérique .....	107

Figure IV.17: Comparaison entre les résultats expérimentaux et les résultats numériques pour le thermocouple TC6 situé à 6,3mm de la ligne de soudure, du coté de l'AS et à mi épaisseur (IS). .....	108
Figure IV.18: Comparaison entre les résultats expérimentaux et les résultats numériques pour le thermocouple TC8 situé à 5,6mm de la ligne de soudure, du coté de l'AS et à mi épaisseur (IS) .....	108
Figure IV.19: Comparaison entre les résultats expérimentaux de Yeong et les simulations numériques .....	109
Figure IV.20.a: Distribution de la température (°K) : pour les deux modèles : approches itérative et calcul de référence. Cas du soudage de Yeong: 60mm/mn, 820 tr/mn. ....	109
Figure IV.20.b: Distribution de la température (°K) : pour les deux modèles : approches itérative et calcul de référence. Cas du soudage de Yeong: 60mm/mn, 820 tr/mn. (a) coupe longitudinale et (b) coupe transversale.....	110
Figure IV.21: Comparaison de la viscosité issue de notre modèle (a) et de la littérature [Hosein et al. 06] (b), pour l'aluminium AA6061 .....	110
Figure IV.22: Comparaison entre le contour délimité par une valeur minimale de la viscosité et la morphologie de soudure définissant la ZATM dans les travaux de [Nandan et al. 06] ....	111
Figure IV.23: Comparaison entre les résultats expérimentaux (thermocouple TC6) et les modèles numériques pour différentes valeurs du coefficient d'échange thermique $h$ . Les vitesses de soudage sont données par: $v_a = 500$ mm/mn et $N = 600$ tr/mn .....	112
Figure IV.24: Evolution de la fonction $F(\bar{\mu})$ en fonction de $\bar{\mu}$ pour différentes vitesses de rotation à vitesse de soudage constante ( $v_a = 500$ mm / mn) .....	113
Figure IV.25: Evolution de la fonction $F(\bar{\mu})$ en fonction de $\bar{\mu}$ pour différentes vitesses de soudage à vitesse de rotation constante (600tr/mn) .....	113
Figure IV.26: Evolution de la température maximale en fonction de la vitesse de rotation à vitesse de soudage constante ( $v_a = 500$ mm / mn). ....	114
Figure IV.27: Evolution du coefficient d'échange thermique suivant une ligne (xx') à l'interface plaque soudée/enclume pour différentes vitesses de rotation à vitesse de soudage constante ( $v_a = 500$ mm / mn) .....	114
Figure IV.28: Evolution de la température maximale en fonction de la vitesse de soudage à vitesse de rotation constante (600tr/mn). ....	115
Figure IV.29: Représentation des isothermes pour trois cas. Vue selon la face de dessus de l'ensemble (outil, plaques et la plaque support). ....	115
Figure IV.30: Evolution du couple ( $C_{\text{outil/pièces}}$ ) en fonction du rapport $N/v_a$ .....	116

## Liste des tableaux

page

Tableau I.1: Essais FSW avec marqueurs et observations .....	23
Tableau I.2: Paramètres procédés en fonction des propriétés de matériaux de base.....	27
Tableau I.3: Classification des conditions de contact aux interfaces outil-pièce.....	35
Tableau II.1: Composition chimique de l'aluminium 7020-T6 utilisé pour les soudures.....	40
Tableau II.2: Observations macrographiques des échantillons soudés par deux types d'outils .....	45
Tableau II.3: Constatations sur l'emplacement des morceaux de cuivre au cours du soudage	47
Tableau II.4: Différents modèles observés.....	49
Tableau II.5: Caractéristiques des morceaux du marqueur de cuivre .....	50
Tableau III.1: Paramètres des matériaux.....	63
Tableau III.2: Les différents points de T et $\bar{\epsilon}$ pour la figure III.4 .....	65
Tableau III.3: Paramètres opératoires pour le soudage de l'AA7020 .....	73
Tableau III.4: Caractéristiques physiques du matériau AA720 .....	74
Tableau III.5: Effet de la qualité de maillage sur le résultat thermomécanique.....	75
Tableau III.6: Calcul de puissance, du couple et de la température pour un modèle collant et à différents coefficients d'échanges thermiques $h$ ( $Wm^{-2}K^{-1}$ ) .....	78
Tableau III.7: Calcul de puissance, du couple et de la température pour un modèle glissant..	80
Tableau III.8: Température de pic en fonction des cas de soudage .....	81
Tableau III.9: Défauts en pied de soudure .....	86
Tableau IV.1: Qualité de maillage en fonction du nombre de Skewness.....	98
Tableau IV.2: Caractéristiques physiques de l'outil et la plaque support.....	99
Tableau IV.3: Deux conditions aux limites thermiques appliquées à la zone de malaxage 'Boite' à la première itération (point de démarrage de l'approche itérative) pour: 500 mm/mn et 600 tr/mn.....	100
Tableau IV.4: Test de convergence.....	101
Tableau IV.5: Puissance et efforts numériques.....	117
Tableau IV.6: Flux de chaleur pompé par les différentes parties du système.....	117

## **INTRODUCTION GENERALE**

Le procédé de soudage par friction et malaxage communément connu sous le nom de « Friction Stir Welding (FSW) » fût inventé par TWI (The Welding Institut) en grande Bretagne pour assurer un réel besoin dans les secteurs de transport aérien, naval et ferroviaire. Il se classe parmi les procédés d'assemblage les plus récents et est considéré comme une nouvelle technique du 21<sup>ème</sup> siècle. Ce procédé induit des modifications microstructurales, des contraintes résiduelles au niveau du joint et des distorsions difficiles à maîtriser. Néanmoins, il est considéré comme un procédé prometteur dans le monde de l'assemblage. Son évolution lui permet d'être bien placé pour remplacer le soudage à l'arc pour les alliages d'aluminium 5000 et 6000 et le rivetage pour les alliages à durcissement structural tels que les séries 2000 et 7000.

Des efforts importants ont été déployés dans l'industrie autant que dans les laboratoires de recherche pour comprendre les caractéristiques de la soudure et le comportement des flux de matières dans le procédé FSW.

Les travaux expérimentaux se sont principalement focalisés sur (1) l'étude de la microstructure et les propriétés du joint de soudure (2) la visualisation des flux de matière, (3) le soudage des matériaux à haut point de fusion (4) le développement d'outils (pions et épaulements) permettant d'obtenir une bonne qualité de soudure. Les travaux de modélisation et de simulation numérique concernent la modélisation de l'écoulement de la matière et les phénomènes thermiques rencontrés au cours du soudage. La description de l'histoire des flux de matière reste complexe et des contributions expérimentales et numériques sont toujours nécessaires aujourd'hui. La simulation numérique est également utilisée dans le but de comprendre la variation des propriétés thermophysiques et thermomécaniques de la matière et d'étudier l'effet des paramètres procédés sur la température de pic, sur les efforts,...

Il existe de nombreuses interrogations sur les conditions tribologiques (de contact) et physiques (coefficient d'échange thermique) ainsi que sur le comportement (la viscosité du matériau) dans la modélisation thermomécanique du procédé. Ainsi les défauts caractéristiques apparaissant dans le joint de soudure sont difficiles à modéliser. L'étude que nous avons menée dans la présente thèse est une contribution à la modélisation et à la simulation numérique du procédé FSW. Elle présente un travail expérimental suivi d'un travail de modélisation thermomécanique qui a pour but d'aider à la compréhension des phénomènes thermomécaniques et de l'écoulement durant la phase de soudage.

Le manuscrit se décompose en quatre chapitres :

Le premier chapitre est une synthèse bibliographique portant sur les différentes études théoriques et expérimentales développées pour la compréhension des phénomènes physiques

qui accompagnent le soudage par friction et malaxage. Les interactions entre les paramètres de soudage et la qualité de la soudure sont discutées.

Le deuxième chapitre de ce travail de recherche est consacré à la caractérisation expérimentale de l'écoulement de la matière au cours du soudage et à l'analyse de l'influence de la géométrie de l'outil sur la trajectoire d'une particule de cuivre. Pour ce faire, des joints soudés de bonne qualité ont été fabriqués à l'Institut de Soudure à Metz, puis des analyses des macrographies et micrographies ont été réalisées. Les essais sont réalisés sur l'alliage d'aluminium AA7020-T6 en insérant des marqueurs pour investiguer l'écoulement de la matière.

Le troisième chapitre est consacré à la simulation numérique du procédé FSW dans le cadre d'une formulation eulérienne que nous avons réalisée sous le code industriel Fluent. Nous avons rappelé les différentes équations du problème thermomécanique basées sur les principes généraux de conservation et la méthode de résolution disponible dans le code. Des lois de comportement dépendantes de la température et de la vitesse de déformation sont utilisées et une discussion sur les conditions de contact (les deux cas extrêmes du contact collant et glissant) entre l'outil et les plaques à souder est présentée. L'influence des conditions aux limites sur les résultats thermomécaniques est présentée ici : le coefficient d'échange thermique au niveau du contact avec la plaque support a une influence importante sur les résultats de calcul. Avec deux calculs basés sur les deux cas extrêmes de contact, nous avons remarqué que le couple de soudage dépend fortement du type de contact adopté. Les résultats de l'écoulement sont comparés avec ceux obtenus expérimentalement grâce au suivi des trajectoires de marqueurs de cuivre. Les calculs effectués, dans cette partie, ont été limités à la phase de soudage pour laquelle le régime permanent est établi. Une étude de sensibilité au maillage a été réalisée. La zone entourant l'outil de soudage est finement maillée pour capter correctement les gradients de déformation et de température.

Le quatrième chapitre est consacré au développement d'un modèle original basé sur une procédure itérative permettant le soudage de plaque de grandes dimensions. En effet, pour une meilleure prise en compte des conditions aux limites thermiques (au niveau de l'outil et à l'interface plaques/plaque-support), un modèle thermomécanique a été construit autour de l'outil de soudage et couplé avec un modèle thermique pour tout le reste du domaine étudié. Les conditions aux limites sont déterminées pour une zone locale entourant l'outil (appelée 'boite'). Le coefficient d'échange thermique définissant le transfert de chaleur entre les tôles soudées et la plaque support est estimé variant en fonction de l'espace et de la température ( $10 \leq h(W/mK) \leq 7000$ ). Ce modèle permet de prendre en compte le transfert de chaleur dans l'outil et dans la plaque support. Les cycles thermiques et la plage de viscosité pour deux alliages d'aluminium (AA7020-T6 et AA6061-T3) sont analysés et comparés avec succès aux résultats expérimentaux. Les efforts et le couple de soudage sont calculés numériquement et validés par rapport à la littérature. Le rendement global de l'ensemble est estimé pour un cas de soudage.

# **CHAPITRE I**

## **Synthèse bibliographique sur le procédé de soudage par friction et malaxage**

Sommaire	page
.....	.....
I.1 Introduction.....	11
I.2 Généralités sur le procédé de soudage par friction et malaxage .....	11
I.3 Ecoulement et génération de la chaleur .....	13
I.4 Structure générale des assemblages obtenus par FSW : la microstructure.....	15
I.5 Les phases de soudage et cycles thermiques.....	16
I.6 Caractérisation des joints soudés .....	20
I.7 Etude des mouvements de matière.....	21
I.7.1. Les méthodes de visualisation des flux de matière .....	22
(i) Visualisation par la technique des traceurs .....	22
(ii) Visualisation par des matériaux dissimilaires .....	25
I.7.2 Autres lecture du comportement de flux de matière .....	27
I.8 Modélisation et paramètres du procédé .....	28
1.8.1 Modélisation .....	28
1.8.2 Comportement et paramètres procédé .....	31
1.8.2.1 Paramètres cinématiques .....	31
1.8.2.2 Conditions tribologiques et loi de comportement .....	32
1.8.2.3 Paramètres physiques .....	36
I.9 Conclusion .....	36
.....	.....

## **I.1 Introduction**

Ce premier chapitre est consacré à une synthèse bibliographique sur le procédé FSW. Il est organisé en trois parties. Dans la première, on présente une généralité sur le procédé de soudage par friction et malaxage. Dans la deuxième partie, on discute quelques résultats expérimentaux les plus significatifs de la littérature concernant les phénomènes thermiques et de l'écoulement de matière. Les études expérimentales sont principalement orientées vers la caractérisation de l'écoulement de matière à l'aide de marqueurs et vers l'optimisation des paramètres du procédé. La dernière partie est consacrée à la présentation de quelques résultats de modélisation de différents modèles de la littérature.

## **I.2 Généralités sur le procédé de soudage par friction et malaxage**

Le soudage par friction malaxage « Friction Stir Welding » est un procédé d'assemblage de pièces en phase solide. Les premières applications ont concerné principalement les alliages à base d'aluminium ou de cuivre réputés par leur température de fusion modérée. Ce procédé exige des propriétés thermomécaniques de l'outil de soudage largement supérieures à celles des pièces à assembler.



A l'origine, ce procédé de soudage a été développé en 1991 par l'équipe de TWI (The Welding Institut). Actuellement, les travaux récents s'orientent vers plusieurs axes parmi lesquels on peut citer:

- le choix du matériau et de la géométrie de l'outil qui permettent d'obtenir une bonne qualité de soudure [Thomas et al. 03], [Colegrove et al. 04], [Gratecap et al. 07], [Choi et al. 09], [Schneider et al. 09],
- soudage d'alliages caractérisés par une haute température de fusion comme l'acier [Jafarzadegan et al. 12], [Fujii et al. 06],
- soudage hétérogène [Uzun et al. 05], [Watanabe et al. 06], [Gratecap et al. 07]
- automatisation du procédé par l'utilisation de robot [Zimmer et al. 09], [Shultz et al. 12];

Le soudage par friction malaxage utilise le principe de la conversion de l'énergie mécanique, produite par la pression et la rotation de l'outil, en énergie thermique par frottement de ce dernier avec les pièces à assembler. La chaleur générée engendre des transformations localisées où la matière passe d'un comportement élasto-viscoplastique à haute résistance mécanique à un comportement viscoplastique à faible résistance favorisant la formation de la jonction. L'assemblage est par la suite réalisé en l'absence de métal d'apport et sans atteindre la température de fusion du matériau.

L'outil de soudage est généralement cylindrique. Il est constitué comme l'indique la figure I.1 d'un pion profilé (pin) et d'un épaulement (shoulder). Le cycle de soudage débute avec la séquence de pénétration du pion en rotation dans les plaques à souder. L'épaulement appuyé contre les pièces permet de contenir l'écoulement de la matière.



Figure I.1 : Outil de soudage conçu par l'Institut de Soudure de Metz (IS).

Les paramètres qui gouvernent le procédé de soudage FSW sont principalement :

- La vitesse de rotation  $\omega = \frac{\pi N}{30} (rd.s^{-1})$  avec  $N (tr.mn^{-1})$ , la vitesse d'avance ( $v_a, mm.mn^{-1}$ ) et la pression de contact ( $P, N.m^{-2}$ ) ou la force axiale  $F_z(N)$ ,
- La géométrie des plaques et leurs caractéristiques thermomécaniques,
- Le matériau et la géométrie de l'outil,
- Le mode de bridage des plaques.

Il faut noter par ailleurs que les premières études conduites sur FSW introduisent l'inclinaison de l'outil (2 à 3°) par rapport à la normale de la surface de contact en tant que paramètre déterminant dans la consolidation de la soudure.

Le procédé FSW a révolutionné le monde de l'assemblage dans plusieurs secteurs de l'industrie, Nous citons en particulier l'aérospatiale, l'automobile et la construction navale. Cette importance est justifiée par les avantages que possède le procédé : les soudures sont généralement obtenues sans défauts et avec de bonnes propriétés mécaniques dans une grande variété d'alliages d'aluminium voisins du matériau de base. Le procédé FSW est adapté même pour les structures qu'on croyait non soudables comme les tôles minces (1 mm d'épaisseur) et les tôles épaisses (plus de 35 mm). Les soudures peuvent également être réalisées dans n'importe quelle position. Le procédé FSW permet d'éviter les brûlures dans la ZAT contrairement aux procédés de soudage conventionnels (TIG, LASER). Lors du soudage des alliages d'aluminium à durcissement structural (séries 2000 et 7000), le FSW conserve le durcissement même après des transformations métallurgiques. Ce procédé est bien adapté aux métaux tendres (Al, Zn, Mg, Ti).

### I.3 Ecoulement et génération de la chaleur

Le procédé FSW implique des interactions complexes entre les phénomènes mécaniques, thermiques et métallurgiques. Ces interactions ont un impact direct sur le chauffage et le refroidissement, la déformation plastique et l'écoulement, le phénomène de la recristallisation dynamique et l'intégrité mécanique du joint.

Au cours du processus de soudage, la chaleur est générée par le frottement entre l'outil et les tôles d'une part et par la déformation plastique due au malaxage d'autre part. En plus de la génération de l'énergie, l'outil de soudage influence directement la géométrie de l'écoulement et définit la taille de la zone affectée thermomécaniquement. Le choix de la géométrie de l'outil est crucial pour obtenir un bon joint de soudure.

Le flux de chaleur dépend essentiellement du diamètre de l'épaulement de l'outil, voir l'équation I.1 [Chen et Kovacevic. 03], par contre l'écoulement est influencé par les détails géométriques de l'outil (figure I.2).

La figure I.3 montre que les formes du pion de types MX-Triflute, MX-Trivex et Trivex n'ont pas une influence importante sur la génération de chaleur mais elles ont une forte influence sur le malaxage du matériau. Par exemple l'outil "Triflate", Figure I.4, conçu par "TWI" permet de diminuer l'effort axial de 20% par rapport à un outil classique [Thomas et al. 03]. La minimisation des efforts appliqués améliore l'efficacité énergétique du procédé.

$$Q = \frac{2}{3}\pi f F_z \omega R_s^3 \quad \text{Eq I.1}$$

$f$  est un coefficient de frottement.

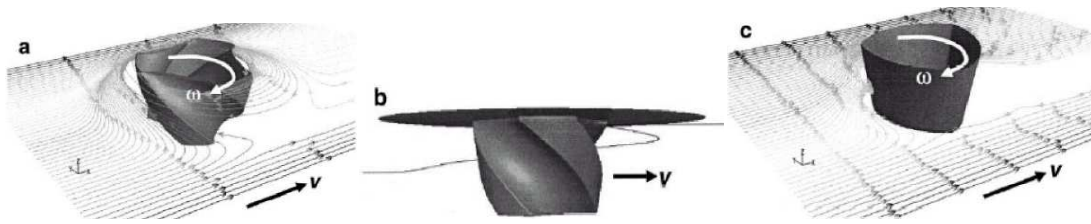


Figure I.2: Lignes de courant formées par différentes géométries d'outils.

Un pion fileté force la matière à s'écouler vers le pied de la soudure comme le montre la figure I.2. Cela permet de mieux malaxer la matière et par suite d'éviter les défauts de compacité dans le joint de soudure sous le pion.

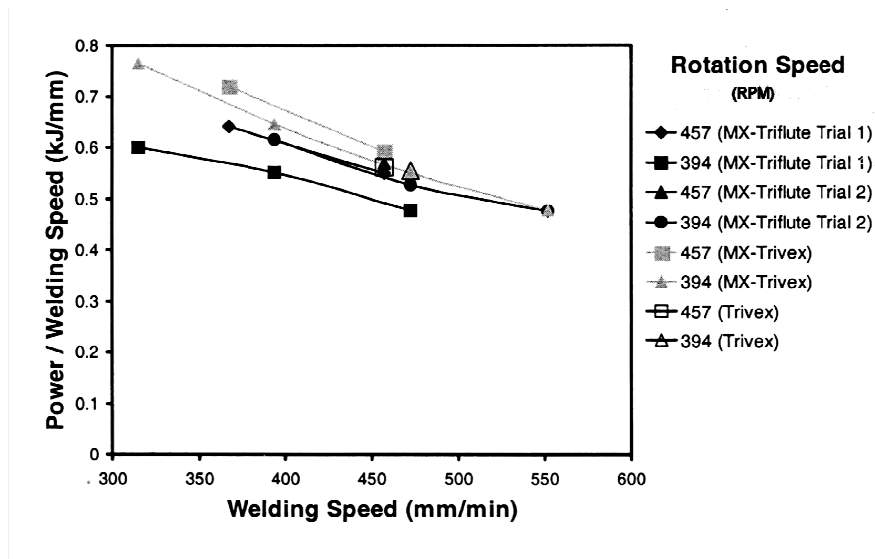


Figure I.3: Evolution de l'énergie nominale en fonction de la vitesse d'avance pour le cas de soudage de l'AA 7075-T7351 de 6.35 mm d'épaisseur et avec différents outils de types MX-Triflute, MX-Trivex et Trivex [Colegrove et al. 04].

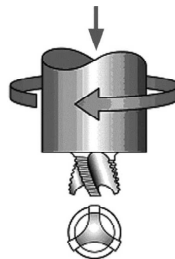


Figure I.4: Outil « Flare-Triflute » développé par The Welding Institute (TWI), UK [Thomas et al. 03].

La vitesse de rotation a aussi une influence importante sur la génération de la chaleur et ceci de façon plus marquée que la vitesse d'avance. L'effet de la vitesse de rotation et la vitesse d'avance sur le couple mesuré est reporté sur la figure I.5. On remarque que le couple est légèrement influencé par l'augmentation de la vitesse d'avance contrairement à la vitesse de rotation. Ceci est montré dans d'autres travaux expérimentaux mesurant la température maximale en fonction de la vitesse de rotation.

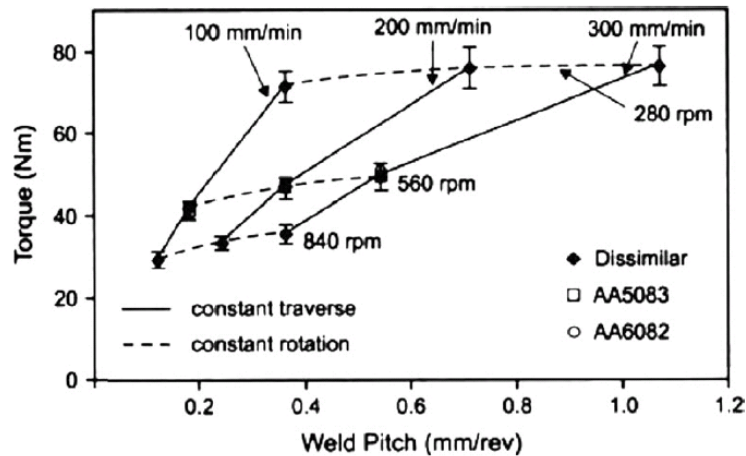


Figure I.5: Couple mesuré lors du soudage de joints obtenus pour les alliages AA5083, AA6082 et la combinaison des deux, pour différentes conditions de soudage [Peel et al. 06].

Il est convenu que le soudage par friction et malaxage n'est pas symétrique par rapport à la ligne de jonction. Ceci est dû à la vitesse relative de la matière par rapport à l'outil. Il en résulte deux parties: «l'avancing side (AS)» pour laquelle la vitesse d'avance et la vitesse tangentielle de rotation de l'outil sont de même sens et la «retraining side (RS)» pour laquelle la vitesse d'avance et la vitesse tangentielle de rotation de l'outil sont de sens opposé.

#### I.4 Structure générale des assemblages obtenus par FSW: la microstructure

Les pièces soudées par FSW sont caractérisées par la particularité structurale de leur jonction. Les premières études menées dans ce sens par Mahoney et al. [Mahoney et al. 98] sur un alliage d'aluminium 7075-T651, montrent comme l'illustre la figure I.6 l'inhomogénéité structurale de la jonction. Cette structure est observée seulement dans une coupe transversale du joint. En effet, ces études mettent en évidence la présence de trois zones entourant le noyau de soudure (D).

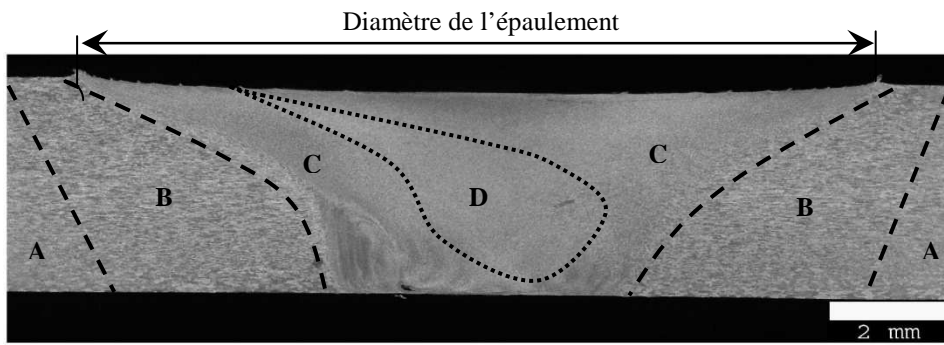


Figure I.6 : Coupe macrographique d'un cordon de soudure de l'AA7020 montrant quatre zones distinctes: (A) métal de base, (B) zone affectée thermiquement, (C) zone affectée thermomécaniquement et (D) noyau de soudure (nugget zone) [IS].

Après le passage de l'outil, le matériau soudé est constitué d'un cordon de soudure, d'une zone affectée thermiquement (ZAT) se trouvant de part et d'autre du cordon et d'un métal de base formant le reste des pièces soudées.

Le changement métallurgique concerne la ZAT et la zone affectée thermomécaniquement (ZATM). La ZAT est influencée par la source de chaleur générée par l'outil et elle n'a pas subi de déformation lors du passage de l'outil. Ses propriétés mécaniques correspondent à celles obtenues par les procédés conventionnels (laser).

Contrairement au soudage par fusion, la ZATM est formée de la matière ayant subi de fortes déformations viscoplastiques dues au cisaillement. Sa microstructure et ses propriétés mécaniques sont modifiées par le passage de la source de chaleur et la déformation créée par le mouvement de l'outil. Dans cette zone on distingue trois régions. La première s'appelle "nugget zone", elle est caractérisée par une sévère déformation plastique et par des grains fins dynamiquement recristallisés (Fig I.6, zone D). Sa largeur est plus grande que le diamètre du pion [Mahoney et al. 98]. La seconde région se trouve de part et d'autre du "nugget zone", elle est déformée mécaniquement mais pas assez pour engendrer une recristallisation (Fig I.6, zone C). Les zones C et D forment la ZATM, zone affectée thermomécaniquement. La zone B est une zone affectée thermiquement (ZAT) mais non affectée mécaniquement (elle n'est pas touchée par l'action mécanique de l'outil). La zone A est le métal de base

## I.5 Les phases de soudage et cycles thermiques

En vue de développer des produits soudés avec une meilleure productivité et avec des coûts réduits, de nombreuses études expérimentales et numériques ont été menées dans les secteurs industriels. Elles ont pour objectifs d'étudier la faisabilité et l'optimisation des paramètres opératoires et d'analyser la tenue en service des assemblages. L'analyse thermique est souvent effectuée pour comprendre les différentes phases du procédé : phase de plongée, temps de maintien, phase de soudage.

Expérimentalement, les cycles thermiques peuvent être mesurés par la technique des thermocouples mais on ne peut pas effectuer des mesures dans la zone affectée thermomécaniquement. De même, il est difficile d'évaluer précisément les gradients de température dans l'épaisseur si les tôles soudées sont minces. Dans ce cas, l'utilisation d'une caméra infrarouge apparaît comme une solution.

Le cycle de soudage est réalisé en quatre phases :

- (i) Pendant la phase de plongée, le pion s'enfonce progressivement dans la matière en créant le premier trou; la descente lente de l'outil génère des déformations plastiques et donc une montée progressive en température du matériau. Une température enregistrée lors de cette phase par [Mandal et al. 08] sur le matériau AA6061 montre qu'elle est la plus élevée par rapport aux autres phases de soudage. Une autre étude numérique effectuée par Guerdoux et al. [Guerdoux et al. 09] montre qu'au niveau de la pointe du pion, le niveau de température est le plus élevé, figure I.7.

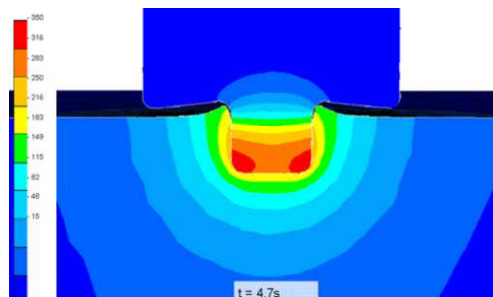


Figure I.7: Isovaleurs de température lors de la phase de pénétration, la température maximale est montrée au niveau de la pointe du pion [Guerdoux et al. 09].

- (ii) Le frottement et le malaxage sont assurés de manière conjointe grâce au pion et à l'épaulement : l'adoucissement de la matière et la géométrie du pion entraînent la formation de la matière extrudée qui remonte le long du pion. La matière arrachée par ce dernier se trouve écrasée et confinée par l'épaulement. La durée de cette séquence est conditionnée par la température moyenne de la zone de contact, celle-ci se situe à environ 70% de la température de fusion. Généralement cette phase est appelée «*dwel time*» ou «*temps de maintien*» ; elle est indispensable pour permettre à la matière située autour de l'outil d'atteindre l'état viscoplastique adapté pour démarrer l'opération de soudage. La durée de cette phase a été étudiée dans plusieurs travaux expérimentaux.
- (iii) Lorsque l'épaulement entre en contact avec le matériau extrudé, l'outil commence à se déplacer le long de la surface de séparation pour achever la jonction, c'est la phase de soudage proprement dite. Le pion plongé au niveau de la surface de séparation continue à creuser alors que l'épaulement frotte, malaxe et remet la

matière dans l'évidement créé. La matière est ainsi forgée et déformée plastiquement durant toute la phase pour assurer la jonction. Pendant cette phase, la température atteint 0,75 à 0,8  $T_f$  ( $T_f$  indique la température de fusion) selon le matériau étudié ainsi que les paramètres opératoires choisis. La phase de soudage est fréquemment analysée expérimentalement et modélisée et simulée numériquement. On cite à titre d'exemple les travaux expérimentaux menés par Tang et al. [Tang et al. 09] sur l'alliage d'aluminium AA6061-T6. Ils ont mesuré le flux de chaleur entrant et ils ont évalué la variation de la température maximale. Les mesures sont effectuées par des thermocouples insérés à différentes positions. Quelques essais et résultats sont détaillés dans les points suivants:

- Les thermocouples sont insérés à différentes positions perpendiculairement à la ligne de jonction et sont éloignés de 1.59, 3.18, et 4.76 mm et à  $\frac{1}{2}$ ,  $\frac{1}{4}$ , et  $\frac{3}{4}$  respectivement dans l'épaisseur (6,4mm). La face de dessous de la tôle est considérée dans le plan de  $z = 0$ . Ils ont constaté que la température de pic vaut 450°C pour un jeu de paramètres (400 tr/mn, 120 mm/min) et qu'une zone isotherme s'étend sur une distance de 10mm (Figure I.8.a), elle est égale au diamètre de l'épaulement. Le gradient de température, dans l'épaisseur, dans la zone de malaxage est très petit et se situe entre **20 et 40°C**. Ce résultat signifie que la température dans la zone de malaxage peut être considérée presque uniforme.
- Pour des essais réalisés avec différentes vitesses de rotation à vitesse d'avance constante, ils ont constaté que la différence en température ne dépasse pas **70°C** même si la vitesse de rotation est multipliée par 3 (Figure I.8.b). Ceci est aussi prouvé par Hamilton et al. [Hamilton et al. 03].
- Deux essais réalisés avec deux outils différents, un outil sans pion et un outil avec un pion, ils ont remarqué une légère différence en température de pic entre les deux essais (Figure I.9.a). On remarque de même que dans la zone de malaxage, la température est uniforme quelques soient le type d'outil et les paramètres procédés.

D'autres travaux expérimentaux, d'analyse thermique utilisant des thermocouples, ont été effectués par Yeong et al. [Yeong et al. 08] sur le même alliage (6061-T6) ; ils montrent que la température appropriée se situe entre 365 et 390°C pour laquelle le soudage FSW est réussi. Ce cas de soudage concerne des tôles de 3.1 mm d'épaisseur. Les données de Yeong sont considérées dans nos calculs du chapitre 4 et 5 afin de valider le modèle numérique mis en œuvre.

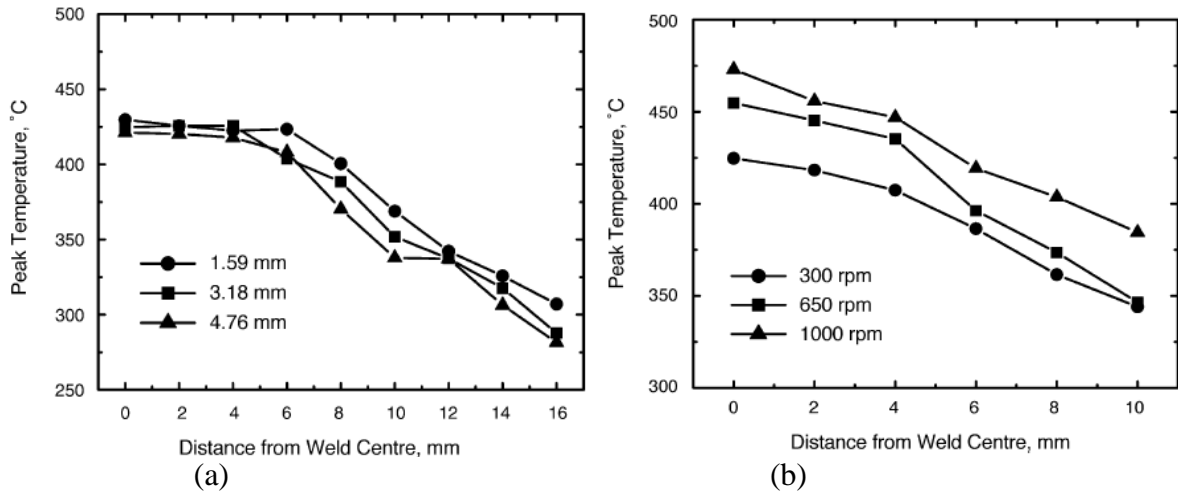


Figure I.8 : Température de pic en fonction de la position, cas de l'alliage AA6061Al-T6. (a) effet de la position du thermocouple par rapport à la ligne centrale du joint (cas de  $400 \text{ tr/mn}$  et  $120 \text{ mm/mn}$ ), (b) effet de la vitesse de rotation pour  $v_a = 120 \text{ mm/mn}$  [Tang et al. 09].

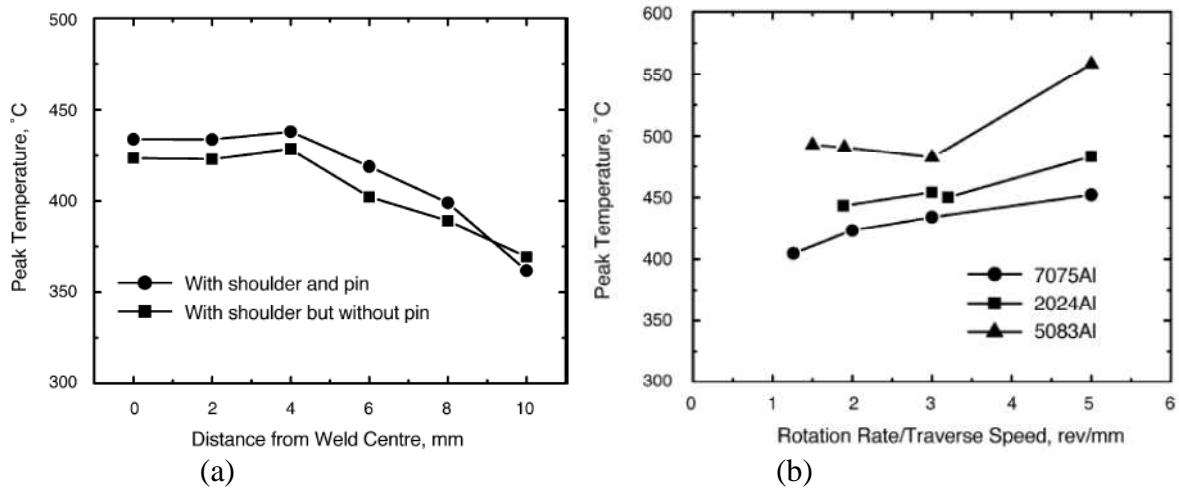


Figure I.9 : Température de pic en fonction de la position, cas de l'alliage AA6061Al-T6 et pour  $400 \text{ tr/mn}$  et  $120 \text{ mm/mn}$ . (a) effet de la géométrie de l'outil (Tang et al.), (b) pour différents types d'alliages d'aluminium [Hashimoto et al. 99].

D'autres auteurs ont analysé le cycle thermique en utilisant des conditions de soudage plus sévères. On cite à titre d'exemple Sato et al. [Sato et al. 02] qui ont montré, lors du soudage de l'alliage AA6063 avec les paramètres suivants :  $N$  variant de 800 à 3600  $\text{tr/mn}$  et  $v_a = 360 \text{ mm/mn}$ , que la température de pic supérieure à  $500^\circ\text{C}$  est atteinte pour le cas  $N = 3600 \text{ tr/mn}$ , avec une température maximale enregistrée égale à  $0,9T_f$ . Ceci peut induire une fusion locale à l'interface outil/pièces.

Hashimoto et al. [Hashimoto et al. 99] ont réalisé des essais de soudage FSW sur trois alliages d'aluminium: AA2024-T6, AA5083-O et 7075Al-T6 et pour une gamme de rapport de vitesses ( $1/R = N/v_a$ ) variant de 1 à 5. Ils ont remarqué que la température maximale pour



AA5083Al-O est supérieure à 550°C pour le rapport 1/R le plus élevé égal à 5. Le cas est classiquement appelé "essai chaud".

Des modèles numériques d'éléments finis sont réalisés dans ce contexte en vue de déterminer la distribution de température dans la zone de malaxage. Les travaux réalisés par Chao et al. [Chao et al. 03] et Khandkar et al. [Khandkar et al. 06] ont montré un bon accord avec les résultats expérimentaux concernant le cycle thermique. L'étude menée par Arbegast et Hartley [Arbegast et Hartley. 98] conclut que la température maximale varie d'un alliage d'aluminium à un autre et qu'elle est comprise entre  $0,6T_f$  et  $0,9T_f$  (Figure I.9.b). Ils ont déterminé une formule pour la température maximale ( $T_{max}$ ) en fonction des paramètres procédés et de la température de fusion ( $T_f$ ) du matériau étudié (Eq I.2) :

$$T_{max} = f(T_f, v_a, \omega) \quad \text{Eq I.2}$$

- (iv) le retrait (pulling out) est la dernière séquence du cycle de soudage qui correspond au retrait complet de l'outil de soudage. Après le passage de l'outil, un refroidissement a lieu et finalise l'assemblage des deux plaques.

## I.6 Caractérisation des joints soudés

Les études de caractérisation des joints de soudure s'inscrivent dans le contexte d'optimisation des conditions de soudage par friction et malaxage. Les résultats souhaités sont prédits par confrontation des modèles de calcul aux observations expérimentales. Le procédé FSW est plus étudié ces dernières années que les procédés de soudage conventionnels, ceci est montré par le nombre élevé des essais de caractérisation sur plusieurs types de matériaux publié dans la littérature. Les premiers travaux ont concerné la comparaison entre les différentes zones constituant un assemblage par FSW et la comparaison entre FSW et les autres procédés de soudage dans le but de caractériser la résistance mécanique, la tenue en fatigue et à la corrosion des pièces assemblées.

Dans ce cadre on trouve les travaux effectués par [Heurtier et al. 06] sur des alliages à base d'aluminium qui ont permis de représenter le profil transversal de micro-duretés et qui ont constaté peu de variation entre la zone de soudure et le matériau de base. Des travaux similaires [Sato et al. 02], [Peel et al. 03] et [Moreira et al. 09] ont permis d'établir des corrélations entre les variations de la dureté et la microstructure développée après le processus de soudage.

La majorité des auteurs ont constaté que les duretés les plus faibles ne sont pas situées au niveau de la partie centrale de la jonction, mais situées de part et d'autre de la ligne centrale du joint de soudure. Aussi, la dureté dans la zone affectée thermiquement est comparable à celle du métal de base et est meilleure que celle obtenue par laser ou par TIG. Ceci est aussi confirmé par Mahoney et al [Mahoney et al. 98] sur des alliages d'aluminium AA7075-T7351 ; ils montrent que les zones situées de part et d'autre de l'interface (zones de séparation

métal affecté thermiquement et métal de base) se distinguent par leur écrouissage, bien qu'elles admettent des micros duretés comparables. La qualité du joint de soudure dépend des paramètres opératoires. Lorsque les paramètres procédés sont bien choisis, les propriétés mécaniques des échantillons soudés sont proches de celles du métal de base. Par exemple les investigations réalisées par [Peel et al. 03] ont montré la sensibilité des contraintes résiduelles aux paramètres opératoires du procédé. Celles-ci diminuent lorsque la vitesse d'avance augmente et restent insensibles aux vitesses de rotation.

Les essais de fatigue sont aussi utilisés pour établir des corrélations entre endurance et microstructure du joint ou encore entre l'évolution de l'endommagement et sévérités des sollicitations. De nombreux travaux se sont intéressés à l'étude du comportement en fatigue des joints soudés. Nous citons à ce titre ceux développés par [Hori et al. 99] qui ont montré une véritable résistance à la fatigue des échantillons soudés par FSW par comparaison aux résultats obtenus par laser ou MIG (figure I.10).

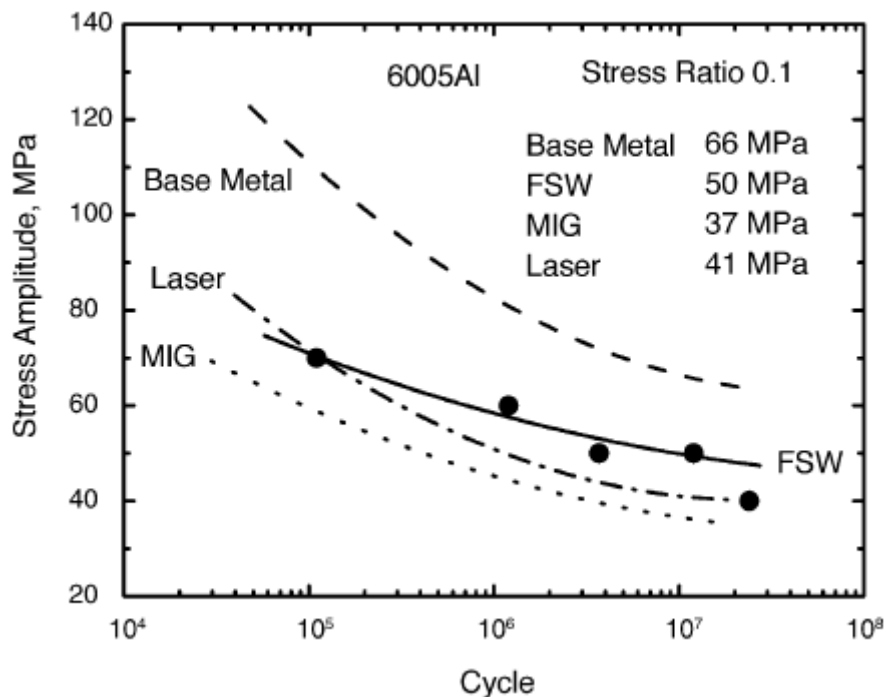


Figure I.10: Evolution S-N pour un métal de base, FSW, Laser et MIG pour l'alliage 6005-T5 [Hori et al. 99].

## I.7 Etude des mouvements de matière

L'obtention d'une meilleure qualité du joint par le procédé FSW nécessite la compréhension de plusieurs phénomènes physiques tels que l'évolution métallurgique, l'échange thermique et le comportement thermomécanique du matériau. L'étude de l'écoulement de la matière peut expliquer en partie ces phénomènes.

Concernant le soudage de l'aluminium, l'effet thermique est facile à évaluer par contre l'aspect mécanique de l'écoulement est difficile à comprendre. Parce que les propriétés des matériaux assemblés par FSW sont directement liées au mode du mélange autour de l'outil, le choix des paramètres procédés telles que la vitesse de rotation, la vitesse de soudage ou la force axiale jouent un rôle majeur dans la qualité de la soudure.

Différents paramètres influencent également la formation du joint et la qualité de la soudure. En plus de ces paramètres, on trouve la forme de l'outil de soudage (pion fileté ou non, avec ou sans cône, l'épaulement avec ou sans concavité et l'angle de tilt) qui a un rôle très important sur la qualité du joint. En effet, l'observation directe de cet écoulement n'est pas possible. Dans ce contexte, différentes méthodologies indirecte ont été utilisées par plusieurs auteurs afin de déterminer les caractéristiques des flux de matière au cours du processus FSW.

### **I.7.1 Les méthodes de visualisation des flux de matière**

Les méthodes de suivi du mouvement du flux de matière sont nombreuses, par exemple l'utilisation d'un marqueur inséré entre les pièces à souder. L'utilisation des billes en acier, un fil de tungstène ou un feuillard de cuivre dans le cas du soudage de l'aluminium. Le soudage hétérogène ou le soudage de la plasticine semblent aussi comme les techniques des marqueurs.

Cette technique "de marqueur" reste la seule capable d'examiner le mouvement de matière tout en assurant la qualité de joint souhaitée.

Les flux de matière sont influencés de manière très significative par la géométrie de l'outil et en particulier la forme du pion. Par conséquent, toute généralisation doit être traitée avec précaution. En outre, la plupart des études présentées dans ce chapitre ne spécifie pas la méthode de conception des outils et l'ensemble des conditions du procédé. Alors, la différence entre les diverses études ne peut pas être facilement discernée.

Afin de développer un modèle expérimental-numérique (prévu dans le chapitre III et IV), on essaye de résumer dans ce paragraphe quelques études spécifiques qui présente quelques tendances générales.

(i) Visualisation par la technique des traceurs (*utilisation d'un marqueur*) : un marqueur joue le rôle d'un traceur dans le matériau à souder, pourvu qu'il soit de nature différente. Depuis la naissance de FSW, la visualisation de l'écoulement a été effectuée en utilisant des matériaux dissimilaires [Midling et al. 94] et [Li et al. 98]. Après, la technique des traceurs est mise en place par Colligan [Colligan 99]. Il a utilisé des billes d'acier de petit volume, comme le montre la figure I.11., insérées dans différentes positions dans le cas du soudage de l'alliage AA6061 avec AA7075. D'autres techniques de types feuillard de cuivre ou d'aluminium, fil de tungstène ou composition chimique sont utilisées par Guerra et al. [Guerra et al. 03],

Dickerson et al. [Dickerson et al. 03], [Seidel et Reynolds. 01], [Xu et Deng. 08], [Schneider et al. 06] et Sanders et al. [Sanders 05].

L'objectif principal de ces auteurs est le suivi et la compréhension de l'écoulement de la matière et par suite l'analyse l'influence des paramètres procédés sur la microstructure. En plus Chen et al. [Chen et al. 08] ont utilisé un marqueur pour déterminer la vitesse de l'écoulement de la matière et de définir la couche de cisaillement à proximité du pion.

Durant ces dernières années les travaux expérimentaux et numériques ont été nombreux. Ils ont permis de mieux comprendre les caractéristiques des flux de l'écoulement. Les études avec des feuillards placés longitudinalement ou transversalement montrent que la majorité des flux de matière se produit du coté retraçant et le transport de la matière plastique s'effectue derrière l'outil.

Dans le cas d'un feuillard métallique placé à l'interface des deux plaques à souder, il se découpe en fragments sans qu'ils n'effectuent nécessairement un tour complet [Schmidt et al. 06].

Le tableau I.1 résume quelques travaux de la littérature effectués avec des marqueurs de différents types. Les essais sont indiqués dans l'ordre chronologique.

Tableau I.1 : Essais FSW avec marqueurs et observations

Année/Matériaux soudés/ auteurs	Type du marqueur	Conditions (positions)	Observations
1999/ AA6061-T6 et AA7075-T6 [Colligan]	14 Billes en acier de forme sphérique de diamètre 0,38mm	Différentes positions, sous l'épaulement et autour du pion (voir figure I.11)	Les billes utilisées sont trop grandes et si non elles doivent être indétectables par rayon x.
2001/ AA2195-T8 [Seidel et Reynolds]	Six Feuilles (feuillards) d'aluminium AA5454-H32 de 2,7mm de hauteur et 1,8 mm d'épaisseur	Au dessous de l'épaulement, à mi-épaisseur et en pied de soudure (voir figure I.12)	L'épaulement a plus d'influence que le pion sur les flux de matière.
2003/ AA6061-T6 avec 2195-T6 [Guerra]	Feuillard de cuivre	Entre les deux nuances d'aluminiums disposés en superposition.	L'existence de trois différentes zones dans la soudure : zone de rotation ; zone de translation et zone de déflexion.
2006/AA2024-T6 [Schmidt]	Feuillards de cuivre de 0.1 mm d'épaisseur	Différentes positions: longitudinale, transversale et les deux à la fois	-Examination par rayon-x Marqueur prend la forme en S ou en C. Trois zones dans la soudure. Définition de la fonction ligne de courant
2006/AA2195-T81 [Schneider]	Fil tungstène de 0,025mm de diamètre	Un fil de tungstène placé décalé de 1,3mm par rapport à la ligne de soudure et à la face supérieure des tôles	Des arcs irréguliers oscillants sont observés dès que l'outil parcourt 29cm. Peut être un changement de contact entre outil/matière est à l'origine de ces arcs. (figure I.13).
2007/ AA2219-T87 [Sanders]	Fil tungstène de 0,025mm de diamètre	A mi-épaisseur de la tôle, en pied de soudure et sous l'épaulement (AS ou RS).	Voir chapitre II

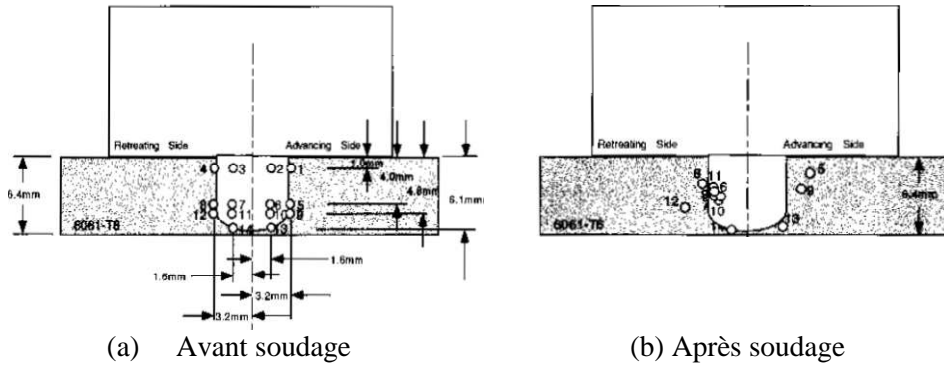


Figure I.11 : Configuration des marqueurs : de type billes placées autour du pion avant et après le soudage [Colligan 99].

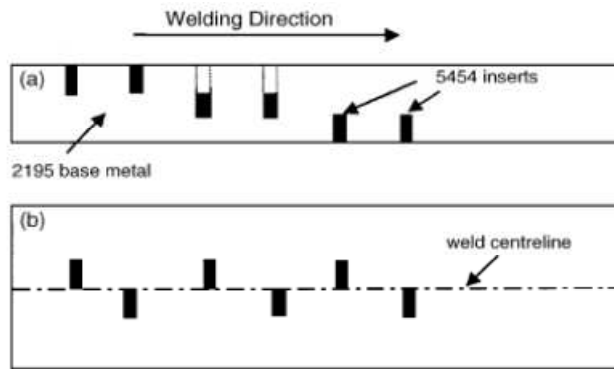


Figure I.12 : Configuration des marqueurs : des morceaux d'aluminium AA5454-H32 insérés en différentes positions dans l'alliage AA2195-T8 [Seidel et Reynolds 01].

[Schneider et al. 06] observent l'écoulement autour de l'outil et ont estimé la taille de la zone de rotation qu'elle l'entoure et prouvent que l'apparition d'un contact collant/glissant entre l'outil et le matériau est à l'origine des oscillations de la matière (figure I.13).

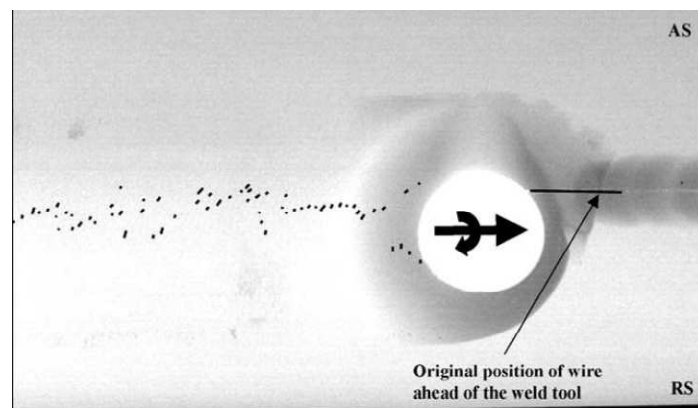


Figure I.13 : Dispersion d'un fil de tungstène après le passage de l'outil [Schneider et al. 06].

(ii) Visualisation par des matériaux dissimilaires : en plus de la technique des traceurs, on trouve la méthode des matériaux dissimilaires pour visualiser le phénomène d'écoulement complexe qui est couramment utilisée. Ci-dessous, on illustre quelques travaux dans le cas du soudage hétérogène. La figure I.14 (a) montre la mixtion entre l'aluminium et le cuivre dans la zone du noyau (Nugget zone) et la figure I.14 (b) montre la disposition du flux de matière au cours du soudage entre deux nuances d'aluminium.

- . [Ouyang et al. 06] : soudage du AA2024 avec AA6061 (figure I.14.a)
- . [Amancio-Filho et al. 08]: soudage du 2024-T351 avec 6056-T4
- . [Li et al. 98] et [Li et al. 99] : soudage du AA2024 avec AA6061 (figure I.14.b)
- . [Somasekharan et Murr 2004] : soudage du 6061-T6 avec AZ31B-H24 et 6061-T6 avec AZ91D

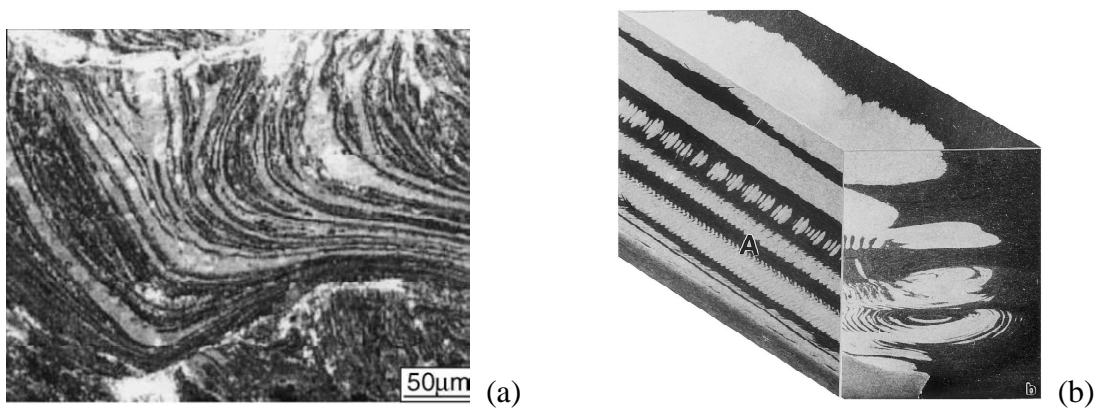


Figure I.14 : Flux de matière dans le cas du soudage hétérogène. (a) AA6061-cuivre, (b) AA6061-AA2024.

Les observations menées par [Schneider et al. 06] et [Prado et al. 03], au cours du soudage, montrent qu'il existe trois types de flux de matière parcourant différentes trajectoires et affectant le transport de la matière plastifiée au cours du soudage. Le premier flux est dû à l'effet des vortex, le deuxième est un flux rotatif autour du pion et le dernier est un flux juste en contact avec l'épaulement et se focalise habituellement dans la zone flow-arm (la zone qui en contact avec l'épaulement), (figure I.15). Le mouvement global de la matière plastifiée et la formation du joint se sont effectués grâce à l'interaction de ces trois flux simultanément.

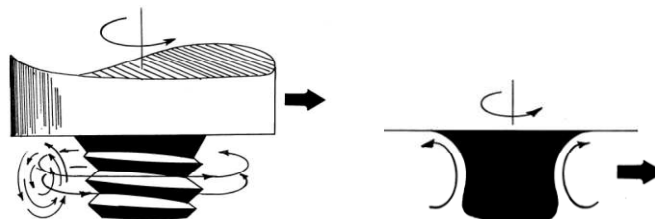


Figure I.15 : Les trois types du flux de matière au cours du soudage [Prado et al. 03].

Guerra et al. [Guerra et al. 03] ont souligné la complexité d'observation des flux d'écoulement avec un essai de soudage hétérogène Al/Cu. Ils ont montré qu'un tourbillon apparaît dans lequel des flux de cuivre se chevauchent avec des flux d'aluminium (Figure I.16).

Il faut souligner que dans le cas du soudage avec un pion fileté, le sens de rotation du flux s'adapte avec le sens de rotation des filets et le sens de rotation de l'outil, ce qui améliore la qualité du joint de soudure. A l'inverse dès que ces deux derniers sont opposés, du flux de matière résulte une moins bonne qualité de soudure. Par contre selon Guerra et al. [Guerra et al. 03] le mouvement vertical de la matière n'est pas important. Ceci permet de ne pas prendre en compte l'effet des filets du pion et un outil à pion cylindrique lisse peut être utilisé. En effet à l'heure actuelle, les modèles existant ne permettent pas de concevoir la bonne géométrie de l'outil.

Li et al. [Li et al. 99] ont montré que la recristallisation dynamique joue un rôle clé dans le mouvement de matière. Quand les vitesses de déformation sont très élevées, le phénomène d'un flux complexe est bien présent dans l'écoulement.



Figure I.16 : Des chevauchements de vortex de Cu et Al dans le cas du soudage bimétallique entre l'aluminium et le cuivre [Guerra et al. 03].

La technique des plasticines est aussi mise en place récemment par F. Gratecap [Gratecap et al. 07] (figure I.17) et N. Jemal [Jemal 11] (figure I.18). Par la figure I.17, Gratecap a montré que la morphologie de l'écoulement est identique à celle observée dans l'aluminium, ce qui justifie son emploi pour visualiser les flux de matière. Il a montré que la morphologie de l'écoulement est influencée par la cinématique de l'outil, donc l'apparition des phénomènes oscillatoires est directement liée au défaut de centrage de l'outil. Jemal et al. et Liechty et Webb [Liechty et Webb. 07], lors de l'utilisation des plasticines de différentes couleurs, ont constaté que la majorité des flux de matière se produit du côté de retrait et le transport de la matière plastifiée s'effectue derrière l'outil.

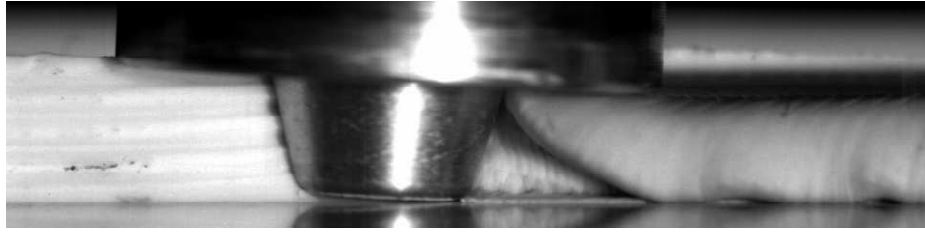


Figure I.17 : Image extraite du film de l'écoulement de la matière dans la plasticine [Gratecap et al. 07].



Figure I.18: Soudage des plasticines, composition rhéologique d'un cordon de soudure (différentes couleurs de plasticines) [Jemal 11].

A la fin de cette étude, nous signalons que la majorité des essais est réalisée avec des outils à pions filetés.

### I.7.2 Autres lectures du comportement de flux de matière

La formation de la zone de jonction est définie par le comportement de l'écoulement de la matière. Donc, la matière écoulee dépend des propriétés du matériau à souder telles que la limite d'élasticité, la ductilité et la dureté ainsi que la géométrie de l'outil et les paramètres procédés. Pour contrôler la déformation plastique au cours du soudage FSW, il est nécessaire de connaître les propriétés mécaniques du métal de base. Cependant, [Balasubramanian 08] a déterminé une relation empirique reliant l'un des paramètres opératoires à une des propriétés d'un matériau telles que la limite d'élasticité ( $YS$ ), le module d'Young ( $E$ ) ou la dureté ( $H$ ) (tableau I.2). Les essais sont réalisés sur différentes nuances d'aluminium (AA1050, AA6061, AA2024, AA7039 et AA7075).

Tableau I.2 : Paramètres procédés en fonction des propriétés de matériaux de base

Relation entre la vitesse de rotation et les propriétés du matériau de base	Relation entre la vitesse de soudage et les propriétés du matériau de base
$\omega = 204(YS)^{0,31}$	$v_a = 19363(YS)^{-1,02}$
$\omega = 4889(E)^{-0,49}$	$v_a = 0,26(E)^{1,93}$
$\omega = 48,7(H)^{0,68}$	$v_a = 3,06.106(H)^{-2,31}$



Balasubramanian a tenté avec ses essais de prédire les paramètres procédés qui s'adaptent aux propriétés du matériau afin d'obtenir le meilleur joint de soudure pour chaque nuance d'aluminium (figure I.19.a et figure I.19.b). Ses essais sont réalisés avec une force de forgeage constante ( $F_z = 8kN$ ).

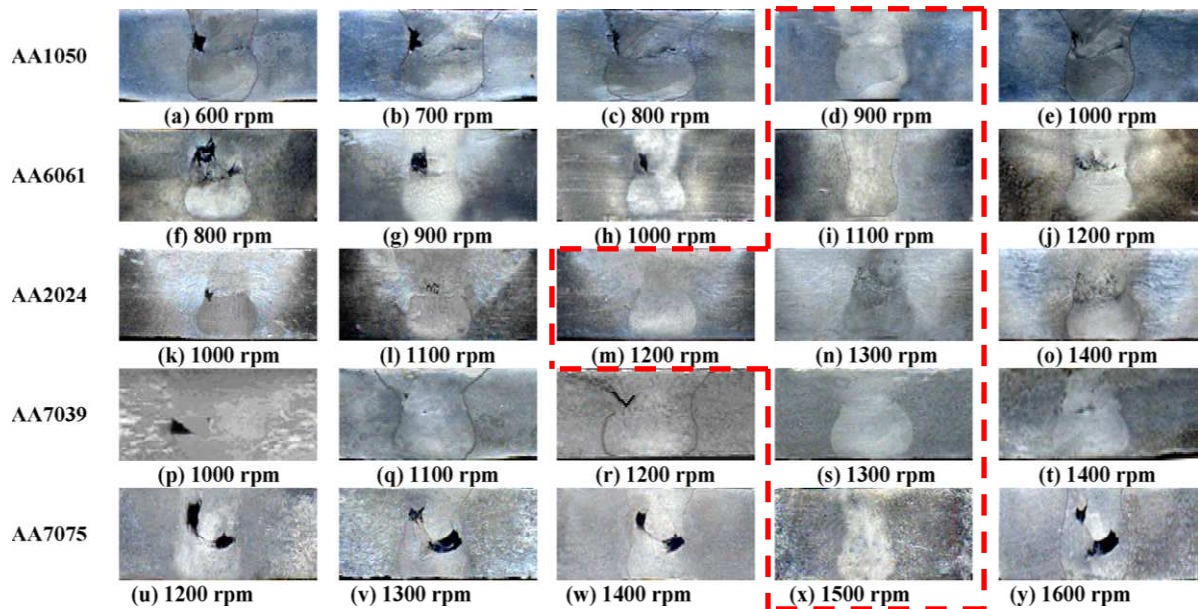


Figure I.19.a : Effet de la vitesse de rotation sur les différents alliages d'aluminium à vitesse de soudage constante.

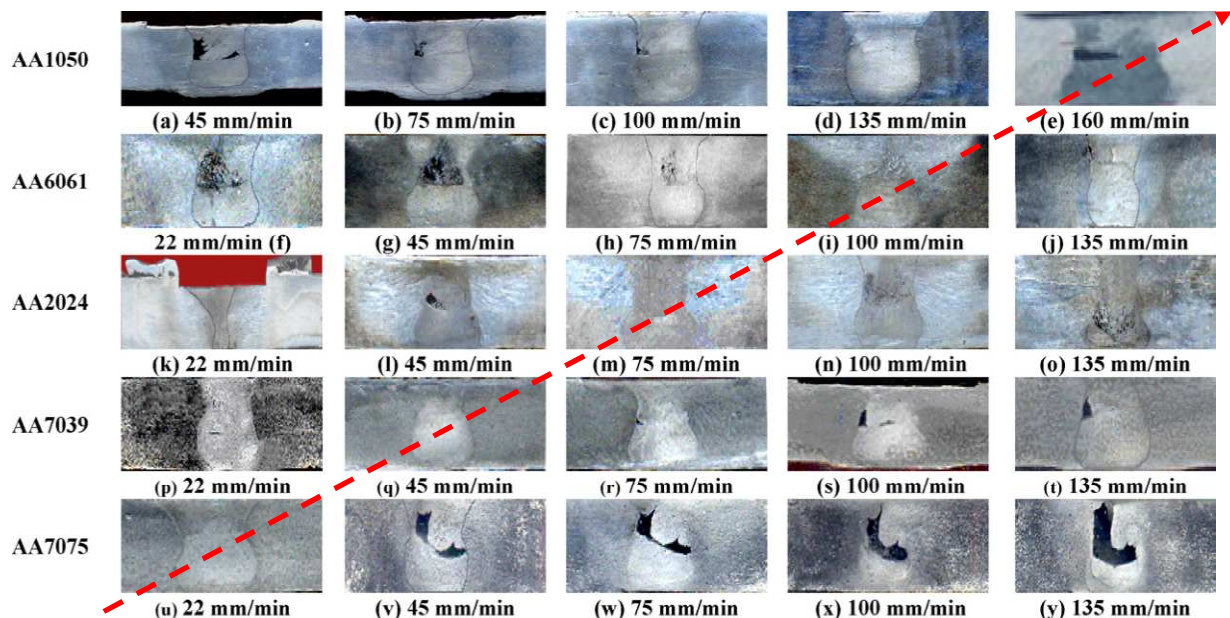


Figure I.19.b : Effet de la vitesse de soudage sur différents alliages d'aluminium à vitesse de rotation constante.

Comme pour toute nouvelle technologie de nombreuses questions restent sans réponses. Comment évolue le flux de matière devant et derrière le pion reste l'objet de plusieurs recherches.

Le FSW est un phénomène complexe. La modélisation du procédé s'est surtout concentrée sur la mécanique de l'écoulement et le transfert thermique. C'est l'objectif du paragraphe suivant.

## I.8 Modélisation et paramètres du procédé

### 1.8.1 Modélisation

Le nombre élevé des paramètres à optimiser et le coût des essais expérimentaux font partie des difficultés que rencontrent les études expérimentales sur FSW. C'est ce qui justifie l'utilisation massive de l'outil de modélisation et de simulation numérique.

Des efforts importants ont été déployés par plusieurs chercheurs pour la modélisation du procédé FSW. Les modèles rencontrés dans la littérature peuvent être regroupés du plus simple au plus compliqué en trois types de modèles : thermique, mécanique et thermomécanique. Ces modèles sont aussi classés selon la formulation adoptée en mécanique du solide ou mécanique des fluides.

Les modèles basés sur l'approche de la mécanique des solides sont utilisées pour étudier les grandes déformations du matériau avec la prise en compte de l'aspect tribologique et les contraintes résiduelles dues à l'histoire du chargement. Pour déterminer l'effort de plongé et la température maximale produite par le pion pendant la phase de pénétration, [Mandal et Elmustafa 08] ont utilisé une formulation lagrangienne basée sur la théorie de la plasticité. De même, elle est utilisée par [Khandkar et Khan, 06] pour déterminer l'état résiduel de la soudure et par [Shi et al. 03] pour estimer la déformation dans chaque volume élémentaire au cours du soudage. Par contre, vu la déformation importante créée lors du soudage FSW, cette formulation reste très difficile à appliquer. Pour éviter le problème de distorsion du maillage, [Schmidt et al 04], [Guerdoux et Fourment 07] (figure I.20.a) [Xu et Deng 08] (figure I.20.b), [Youliang et al. 07], [Esmaily et al. 10], [Zhang et Zhang 07a] et [Zhang et Zhang 07b] ont adopté une formulation ALE. Avec la formulation ALE, plusieurs phénomènes peuvent être prédits. La formulation ALE est capable de modéliser la surface libre et de montrer l'origine des phénomènes complexe observés expérimentalement comme les défauts (figure I.20). Elle permet aussi de suivre la trajectoire d'une particule en fonction du temps [Zhang et al. 05].

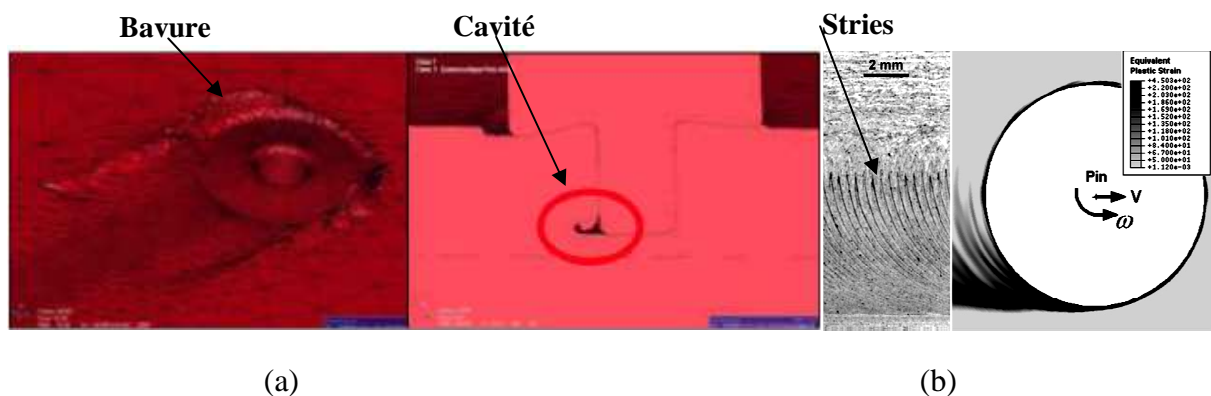


Figure I.20: Simulation avec la formulation ALE montrant des défauts rencontrés lors du soudage FSW : (a) [Guerdoux et Fourment 07] et (b) [Xu et Deng 08].

La modélisation de l'écoulement peut être effectuée à l'aide d'une formulation eulérienne en utilisant la dynamique des fluides (CFD). En effet, les modèles CFD permettent d'obtenir des résultats satisfaisants par comparaison avec des résultats expérimentaux concernant par exemple : la prédiction de la taille de la ZATM et les efforts de soudage (figure I.21.a) [Hosein et al. 09], le calcul de la température (figure I.21.b) [Nandan et al. 07] et le calcul du couple [Nandan et al. 06, 07, 08], [Lammlein et al. 09] et [Jacquin et al. 11] (figure I.22). Par contre l'application des modèles CFD reste limitée aux cas de soudage avec des outils à géométrie simple de révolution. A cause de la formulation eulérienne, un outil à forme compliqué (Triflex, par exemple) ne peut pas être considéré dans la simulation. Plusieurs auteurs ont utilisé d'autres formulation (ALE et SPH) afin d'éviter ce problème [Feulvarch et al., 12], [Hirasawa et al., 10] et [Timesli et al., 11].

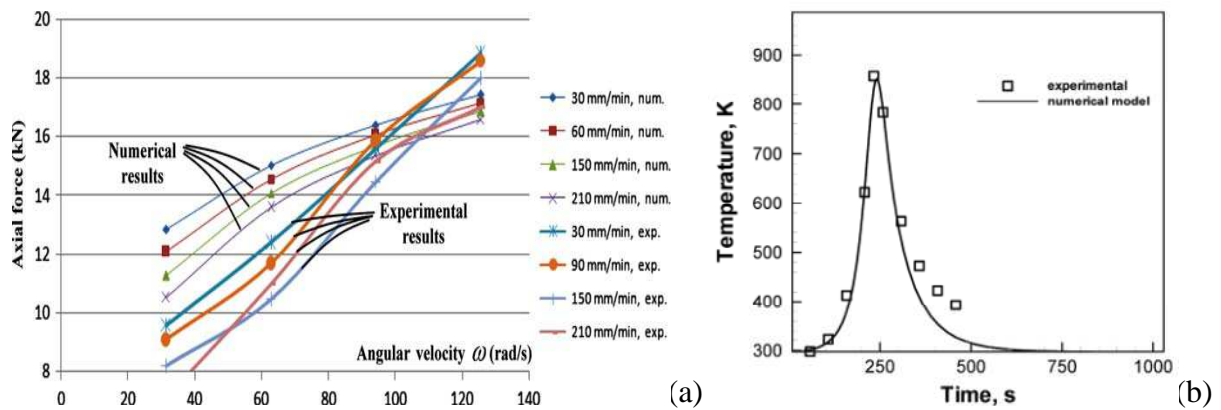


Figure I.21: Comparaison entre résultats expérimentaux et ceux issus des modèles CFD. (a) [Hosein et al. 09] et (b) [Nandan et al. 08]

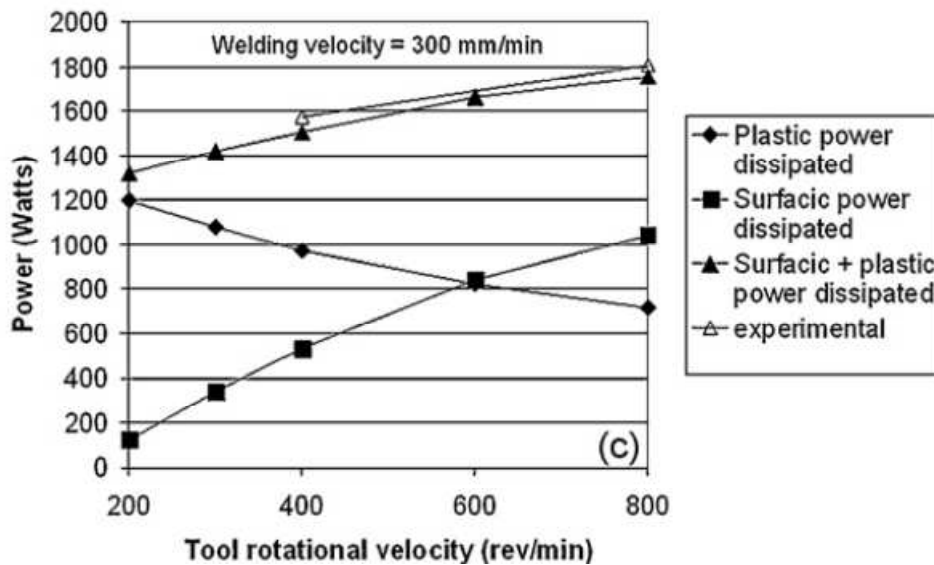


Figure I.22: Comparaison entre résultats expérimentaux et le modèle CFD utilisé pour différentes sources de chaleur [Jacquin et al. 11].

Dans d'autres modèles analytiques ou numériques, seul le problème thermique est analysé [Schmidt et al. 04], [Pedro Vilaça et al. 05] et [Mandal et Williamson 06]. Ils sont basés, dans la plupart du temps, sur l'équation de Rosenthal, dans laquelle la source de chaleur est modélisée par une source ponctuelle se translatant suivant une ligne.

## 1.8.2 Comportement et paramètres procédés

Les paramètres intervenant durant le processus FSW sont classés selon leurs rôles physiques et mécaniques.

### 1.8.2.1 Paramètres cinématiques

La déformation plastique du matériau dépend de la géométrie et de la cinématique de l'outil. La cinématique est le résultat de la vitesse d'avance et de la vitesse de rotation et elle est responsable de la définition de l'état thermomécanique lors du soudage. La qualité du joint est définie en fonction du rapport des vitesses  $R = \frac{v_a}{N}$  et de la force de forgeage  $F_z$ . Si  $R$  est faible, la soudure est dite "froide" et pour un rapport important la soudure est dite "chaude". La gamme d'intervalles définissant le type de soudure, selon ce rapport, est donnée par [Vilaça et al. 05]. Ces auteurs ont montré pour quelle valeur de  $R$ , la quantité d'énergie nécessaire à la création d'un joint sans défauts. Les essais réalisés par l'institut de soudure (IS) sur l'alliage AA7020-T6 montrent l'influence de la source de chaleur sur la qualité de soudure. Si la source de chaleur est importante ou insuffisante, des défauts de type flash (bavure) ou de type tunnel (cavité) apparaissent (figure I.23). Une bavure apparait quand le matériau est trop ramolli et compressé (lorsque le terme  $NF_z$  est important) par contre la cavité apparaît car le matériau n'est pas suffisamment ramolli pour remplir le vide laissé par le passage de l'outil. Dans ce cas, l'application d'une force verticale optimale permet d'atténuer ce problème. Un mélange anormal du matériau est observé lorsque les deux vitesses de soudage sont importantes.

{	$R < 0.25$	Condition FSW de type "chaude"
	$0.25 < R < 0.5$	Condition FSW intermédiaire
	$R > 0.5$	Condition FSW de type "froide"

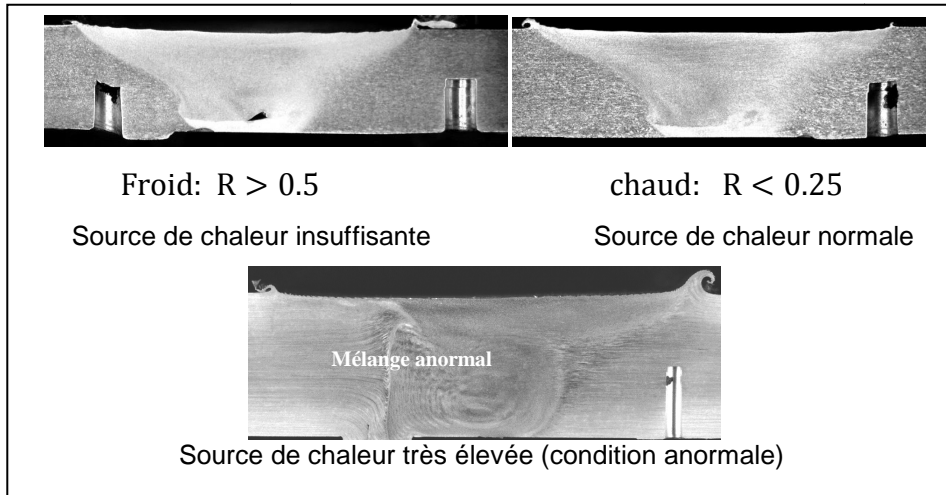


Figure I.23: Illustration des conditions de soudage. Cas du soudage de l'aluminium AA7020-T6 (IS).

Pour les essais à force contrôlée, le couple  $(R, F_z)$  joue un rôle important sur la production de chaleur. Kim et al. [Kim et al. 06] ont défini une zone de soudabilité (figure I.24). La zone définissant le domaine de soudabilité augmente dès que la pression de l'outil augmente.

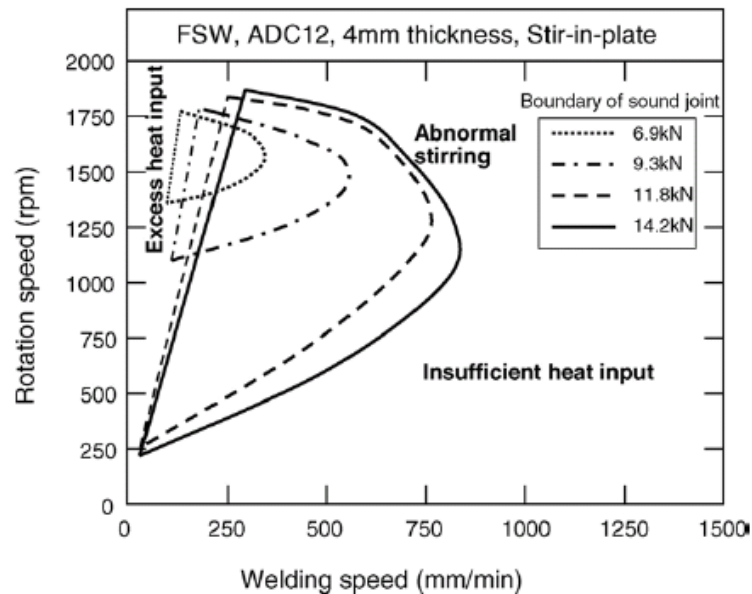


Figure I.24: Intervalle de conditions de soudage optimales en fonction de la force verticale appliquée [Kim et al. 06].

### 1.8.2.2 Conditions tribologiques et loi de comportement

Le FSW est un procédé de soudage en phase solide basé sur le malaxage de la matière à l'état pâteux dans la zone à souder. Le frottement au niveau des contacts épaulement-tôle et pion-

tôle combiné à la dissipation par déformation plastique du matériau induit un échauffement de la matière qui permet d'atteindre la température requise, [Schmidt et al. 04] et [Nandan et al. 08]. La température optimale du soudage est celle qui permet d'avoir un état "pâteux". Le déplacement de l'outil dans la matière, suivant la cinématique du procédé, est donc facilité par son état pâteux et il en résulte un brassage de la matière (malaxage) assurant la formation du cordon de soudure.

Les conditions de frottement entre la pièce et l'outil ont donc un effet direct sur les sources de chaleur qui provoquent l'échauffement de la matière. Afin de modéliser d'une manière satisfaisante ces conditions de frottement, plusieurs mécanismes sont à prendre en compte:

- le caractère collant-glissant du contact outil-pièce
- une loi de partage du flux de chaleur généré par frottement entre l'outil et la pièce
- une loi de frottement dynamique ( $f = f(\omega, r, \dots)$ )

D'un autre côté, il est fondamental d'avoir une meilleure compréhension du couplage entre la dissipation par déformation plastique et la loi de comportement du matériau à souder. Cette loi de comportement doit être suffisamment représentative des conditions thermo-viscoplastiques dans la zone de malaxage. Il faut noter que les phénomènes physiques liés aux aspects tribologiques et comportement du matériau, dans des conditions proches de celles du procédé FSW, non seulement sont mal connus mais aussi difficiles à modéliser.

Dans la littérature, l'état pâteux du matériau est généralement modélisé par un matériau ayant un comportement de type fluide visqueux non-newtonien. Sa viscosité  $\mu$  dépend de la température  $T$  et de la vitesse de déformation  $\dot{\epsilon}$  et elle peut être déterminée expérimentalement à partir du comportement du matériau à haute température. Selon Perzyna,  $\mu$  peut être exprimée à partir de la contrainte d'écoulement  $\bar{\sigma}$  et la vitesse de déformation effective  $\bar{\dot{\epsilon}}$  ( $\mu = \frac{\bar{\sigma}}{3\bar{\dot{\epsilon}}^2}$ ) (avec  $\bar{\sigma} = f(T, \bar{\dot{\epsilon}}, \dots)$ ). Dans la littérature, on trouve différents types de lois de comportements  $\bar{\sigma} = f(T, \bar{\dot{\epsilon}}, \dots)$ . Dans [Ulysse 02], la contrainte d'écoulement du matériau  $\bar{\sigma}$  a été supposée donnée par la loi de Sellars-Tegart [Sellars et McTegart 66]. D'autres lois, comme Johnson-Cook ou Norton-Hoff, ont été également utilisées par différents auteurs: [Colegrove et Shercliff 04], [Liechty et webb 08], [Jacquin et al. 11] et [Feulvarch et al. 12].

Une loi de comportement adéquate qui caractérise le procédé FSW pour les grandes variations de température, déformation et vitesse de déformation, n'existe pas à ce jour. Dans [Ulysse 02] l'écart entre le modèle et les mesures expérimentales a été imputé à l'inadéquation de la loi de comportement avec les conditions thermomécanique du malaxage. Colegrove [Colegrove 06] a pour sa part introduit un régime empirique ( $T_s - T_m$ ) où la contrainte d'écoulement évolue linéairement et s'annule en  $T_s$  (température de solidus), (figure I.25).

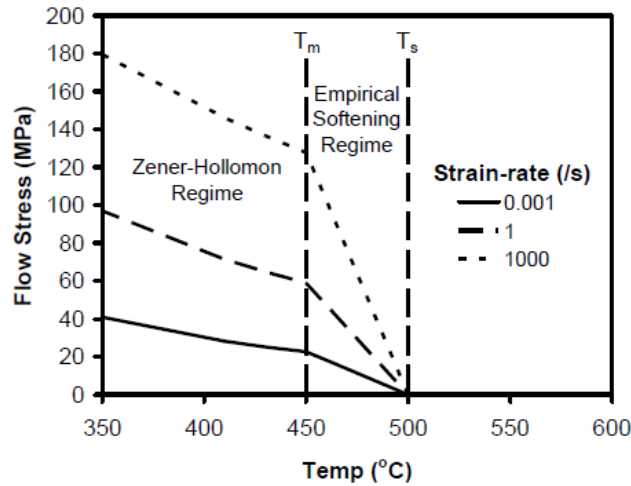


Figure I.25 : Exemple d'évolution de la contrainte d'écoulement en régime d'adoucissement [Colegrove 06].

Avec l'hypothèse d'un comportement de type fluide visqueux non-newtonien, on peut calculer la dissipation de chaleur par déformation plastique et par unité de volume  $dQ_v$  à partir de l'équation suivante:

$$dQ_v = 3\beta\mu(\bar{\dot{\epsilon}})^2 dV \quad \text{Eq I.3}$$

Avec  $dV$  un volume élémentaire.

Le paramètre  $\beta$  est le coefficient de Taylor-Quinney représentant la proportion de l'énergie de déformation plastique  $\sigma_{ij}\dot{\epsilon}_{ij}$  dissipée en chaleur. Dans les procédés 'classiques' de mise en forme (mise en forme par déformation plastique, usinage...etc.), ce paramètre est généralement pris égal à 0.9. Pour le procédé de soudage FSW, il n'y a pas d'étude rigoureuse permettant de préciser la valeur de ce paramètre en liaison avec les conditions thermomécaniques de la matière dans la zone de malaxage. Ainsi, la valeur de  $\beta$  varie suivant les auteurs ; de 0.6 à 0.8 selon [Colegrove et Shercliff 05] et **0.32** selon [Lorrain 10].

Concernant les conditions tribologiques aux interfaces de contact épaulement/tôles et pion/tôles, les modèles de la littérature peuvent être regroupés en trois catégories: (i) contact glissant [Chao et al. 03], (ii) contact collant [Ulysse 02], [Colegrove et Shercliff 05], [Lammlein et al. 09] et [Lorrain 10] (iii) contact collant-glissant (contact mixte) [Schneider et al. 06] et [Schmidt et al. 04]. D'une manière générale, la source surfacique de chaleur  $dQ_f$  due aux conditions tribologiques du contact peut être écrite sous la forme suivante:

$$dQ_f = (\omega r - v_a \sin\theta) [(1 - \delta)fP + \delta\tau_y] \quad \text{Eq I.4}$$

Où le terme  $\omega r - v_a \sin\theta$  représente la vitesse tangentielle en tout point de l'interface outil/plaques, avec  $\theta$  et  $r$  sont respectivement la position angulaire et radiale.  $P$  et  $\tau_y$  correspondent respectivement à la pression de contact et la contrainte d'écoulement du matériau en cisaillement. Le paramètre  $\delta$  ( $0 \leq \delta \leq 1$ ) représente le rapport entre la partie glissante de la surface de contact et la surface totale du contact aux interfaces épaulement/tôle et pion/tôle. Une classification des conditions de contact outil/pièce suivant le paramètre  $\delta$  est donnée dans le tableau I.3, [Schmidt et al. 04].

Tableau I.3 : Classification des conditions de contact aux interfaces outil-pièce

Condition de contact	$v_{matière}$	$v_{outil}$	Contrainte de cisaillement $\tau_f$	Paramètre $\delta$
Collant	$v_{matière} = v_{outil}$	$v_{outil} = \omega r$	$\tau_f > \tau_y$	$\delta = 1$
Collant/glissant	$v_{matière} < v_{outil}$	$v_{outil} = \omega r$	$\tau_f \geq \tau_y$	$0 < \delta < 1$
glissant	$v_{matière} = 0$	$v_{outil} = \omega r$	$\tau_f < \tau_y$	$\delta = 0$

Le modèle, donné par l'Eq. I.4, a été utilisé dans de nombreux travaux, [Schmidt et Hattel 08], [Nandan et al. 06], [Nandan et al. 07], [Nandan et al. 08] et [Hosein et al. 09]. Cependant, il est important de préciser que cette approche est basée sur plusieurs paramètres locaux qui sont inaccessibles expérimentalement. Ainsi, le coefficient de frottement  $f$  dans la zone glissante (loi de Coulomb) et le paramètre  $\delta$  donnant l'étendue de la part glissante du contact ne peuvent pas être identifiés directement à partir d'un essai de soudage FSW. Théoriquement, ces deux paramètres doivent être identifiés à partir d'essais tribologiques dans des conditions proches de celles du procédé FSW. Cependant, comme les données tribologiques sur  $f$  et de  $\delta$  ne sont pas disponibles dans la littérature, différents auteurs ont supposé un contact mixte en calibrant  $f$  et  $\delta$  de telle sorte à coïncider avec les données expérimentales sur la température et/ou sur le couple, [Kong et al. 99], [Deng et al. 01] et [Nandan et al. 07].

A ces verrous scientifiques, vient s'ajouter une autre difficulté liée à la loi de partage de la source de chaleur par frottement entre l'outil et la pièce. Dans les travaux de [Fourment et al. 04], le coefficient de partage  $J$  est supposé gouverné uniquement par le rapport des effusivités des matériaux de l'outil et de la pièce:

$$J = \frac{\sqrt{\lambda \rho c_{pièces}}}{\sqrt{\lambda \rho c_{pièces}} + \sqrt{\lambda \rho c_{outil}}} \quad \text{Eq I.5}$$

où  $J$  est la part qui va dans la pièce.



### 1.8.2.3 Paramètres physiques

Le coefficient de transfert thermique entre tôle/plaque support et tôle/ambient, de manière similaire au coefficient de frottement doit être estimé pour chaque condition de soudage. Il sert à déterminer la vitesse de chauffage et de refroidissement du joint et par suite prédire l'état résiduel du matériau. Ce coefficient est un paramètre qui a servi dans la condition aux limites de Newton. Il estime la proportion de puissance perdue dans l'environnement, il est désigné par  $h(W/m^2K)$  dans l'équation de flux de chaleur ci-dessous :

$$-\lambda \frac{\partial T}{\partial x_n} = h (T - T_a) \quad \text{Eq I.6}$$

$x_n$  représente la normale à la surface d'échange avec l'extérieur.

Le coefficient  $h$  remplace le contact entre les pièces et le milieu environnant. La valeur qui remplace le contact entre les plaques et l'air ambient est comprise entre 10 et 30  $W/m^2K$  et pour celui entre les plaques et l'enclume, une valeur exacte n'est pas encore déterminée pour ce paramètre. Il varie entre 50  $W/m^2K$  selon [Lammlein et al. 09] à 1000  $W/m^2K$  selon [Khandkar et al. 06] avec  $T_a$  est supérieure à la température ambiante, de l'ordre de 100°C selon [Bastier 06].

L'écart en température entre mesure expérimentale et modèle numérique après le passage de l'outil, montré par la figure I.26 [Hilgert et al. 011], s'explique par une valeur de  $h$  inadéquate.

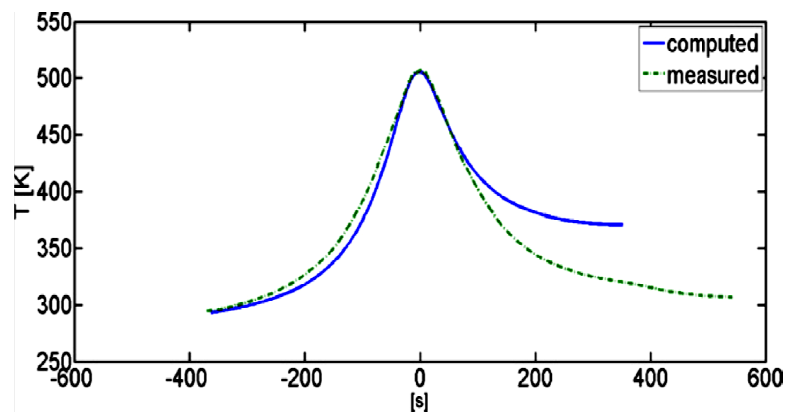


Figure I.26: Température mesurée et température calculé par une valeur de  $h$  donnée.

## I.9 Conclusion

Dans cette première partie de la thèse, nous avons examiné différentes études théoriques et expérimentales développées pour la compréhension des phénomènes physiques qui

accompagnent le soudage par friction et malaxage FSW. Les interactions entre les paramètres de soudage et la qualité de soudure sont discutées durant cette recherche bibliographique.

Dans ce chapitre nous avons mis l'accent sur plusieurs points, étudiés dans la littérature, caractérisant le procédé de soudage par friction et malaxage: (1) le principe du procédé ainsi que les avantages identifiés par rapport à d'autres procédés d'assemblage (2) l'effet de la forme de l'outil sur le transfert de chaleur et sur l'écoulement de la matière au cours du soudage (3) les méthodes de visualisation des flux de matière (4) les types de modélisations existant dans la littérature et (5) l'apport de la modélisation des paramètres cinématiques, tribologiques et physiques sur le comportement thermomécanique du procédé. Ces points définissent des axes de recherche qui seront abordés directement ou indirectement dans les chapitres suivants.

Des efforts importants ont été déployés par plusieurs chercheurs pour la modélisation du procédé FSW. Les modèles rencontrés dans la littérature concernent la modélisation de l'écoulement de la matière et les phénomènes thermiques rencontrés au cours du soudage.

Afin de comprendre l'effet de la géométrie de l'outil sur la qualité de la soudure, plusieurs travaux sont orientés vers l'analyse de l'influence de ce dernier sur l'écoulement de la matière. Ceci est effectué en se basant sur des modèles expérimentaux et numériques. Plusieurs études expérimentales sont élaborées en utilisant la technique des marqueurs. Malgré l'ensemble des contributions dans ce domaine, la description de l'histoire des flux de matière reste complexe et des contributions expérimentales et numériques sont nécessaires aujourd'hui.

Il existe de nombreuses interrogations sur les conditions tribologiques (de contact) et physiques (coefficient d'échange thermique) ainsi que sur le comportement (la viscosité du matériau) dans la modélisation thermomécanique du procédé. Ainsi les défauts caractéristiques apparaissant dans le joint de soudure sont difficiles à modéliser.

La recherche bibliographique nous a montré que plusieurs tentatives de modélisations numériques sont utilisées pour prédire les phénomènes présents en FSW. Avec les modèles CFD, le champ de température dans les tôles et la géométrie de l'écoulement sont prédits et les modèles de type CSM (computational solid mechanics) sont utilisés pour montrer comment sont générés les défauts caractéristiques.

## **CHAPITRE II**

### **Comportement des flux de matière au cours du soudage de l'aluminium 7020-T6 par friction et malaxage**

<b>Sommaire</b>	<b>page</b>
.....	.....
II.1 Introduction .....	39
II.2 Présentation du matériau .....	40
II.3 Machines de soudage et outils .....	40
II.4 Observation métallographique dans le joint soudé .....	41
II.4.1 Micrographies .....	42
II.4.2 Observations macrographiques .....	45
II.4.2.1 Régime stationnaire du soudage .....	45
II.4.2.2 Phase d'arrêt et de retrait de l'outil .....	47
II.4.2.3 Observation générale.....	49
II.4.2.4 Discussions.....	50
II.5 Conclusion .....	55
.....	.....

## **II.1 Introduction**

Nous analysons dans ce chapitre l'écoulement d'un alliage d'aluminium AA7020-T6 soudé par le procédé FSW à l'institut de soudure à Goin. L'analyse de la thermique et de l'écoulement de matière au cours du soudage de ce matériau est effectuée dans la thèse de doctorat d'Olivier Lorrain [Lorrain 10]. Le contrôle de l'écoulement de la matière est fait avec des feuilards de cuivre placés longitudinalement et transversalement par rapport au joint de la soudure (figure II.1). Dans le cas d'un feillard transversal, les observations ont été réalisées dans le plan de la tôle sur les faces inférieure et supérieure pour observer les traces du feillard après le passage de l'outil. Dans le cas du feillard longitudinal, les traces ont été observées dans l'épaisseur, perpendiculairement au joint.

Rappelons les principaux résultats d'O Lorrain lors de ses observations.

- Le joint dans l'épaisseur de la tôle a une forme évasée avec un grand côté correspondant au diamètre de l'épaulement et un petit côté correspondant au diamètre du pion ;
- L'épaulement contrôle le malaxage de la matière en haut de soudure. Sa zone d'influence le long de l'épaisseur est plus grande pour un pion sans méplats. En effet, la présence de méplats perturbe l'écoulement gouverné par l'épaulement et réduit donc la zone d'influence de ce dernier.

Il reste à vérifier et à discuter l'effet de l'outil sur le malaxage de la matière et en particulier sous l'épaulement et en pied de soudure. Pour ce faire, des observations macrographiques dans le plan de la tôle pour différents jeux de paramètres procédés et pour deux types d'outils ont été effectuées. Nous analysons et discutons dans ce chapitre les résultats dans le cas où le feillard est placé longitudinalement.

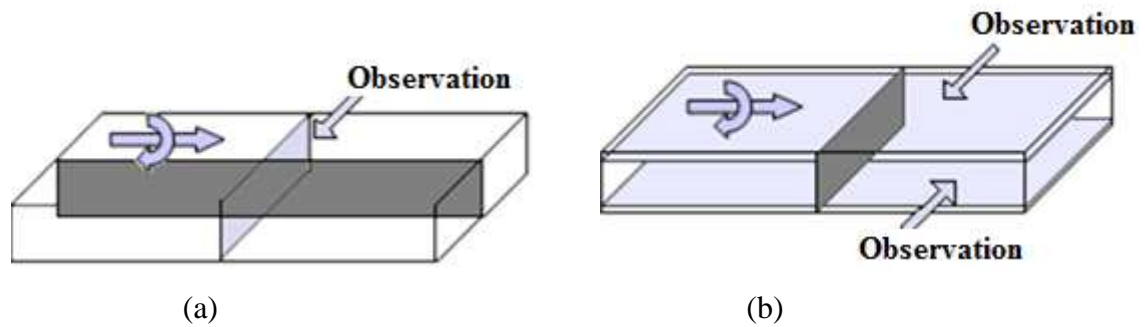


Figure II.1 : Position du feillard (gris foncé) : (a) parallèle à la direction de soudage, (b) perpendiculaire à la direction de soudage et direction d'observation correspondante (gris clair)

## II.2 Présentation du matériau

Les soudures ont été réalisées sur des tôles d'épaisseur 4 mm d'alliage d'aluminium AA7020-T6. Cet alliage est un matériau à durcissement structural très utilisé en aéronautique. Sa composition chimique est donnée dans le tableau II.1. Il présente des précipités  $MgZn_2$  qui favorisent son durcissement structural.

Tableau II.1. Composition chimique de l'aluminium 7020-T6 utilisé pour les soudures

AA7020	Si	Fe	Cu	Mn	Mg	Cr	Zn	Ti	Zr
Composition chimique en %	0.16	0.29	0.06	0.16	1.1	0.12	5.03	0.05	0.09

## II.3 Machines de soudage et outils

Deux machines FSW disponibles chez l'IS ont été utilisées. La machine ESAB a les caractéristiques suivantes:

- Effort vertical maximal ;  $F_{z \max} = 89 \text{kN}$ ;
- Vitesse de la broche maximale ;  $N_{\max} = 2000 \text{tr. mn}^{-1}$ ;
- Vitesse d'avance maximale (vitesse de soudage) ;  $v_{a, \max} = 2000 \text{mm. mn}^{-1}$
- Plaque support de longueur maximale ;  $L_{\max} = 2 \text{m}$ .

La machine MTS a les mêmes caractéristiques que la machine ESAB et a la possibilité supplémentaire de souder dans les trois directions de l'espace et d'afficher les efforts suivant les trois axes.

Deux types d'outils ont été utilisés. Ils possèdent le même épaulement concave mais diffèrent par la géométrie du pion. Le premier pion est cylindrique de diamètre  $D_p = 5 \text{mm}$ . Le deuxième pion est conique avec trois méplats (figure II.2). Les deux pions sont non filetés. Les essais de soudage FSW sont réalisés à force contrôlée ( $F_z$ ).

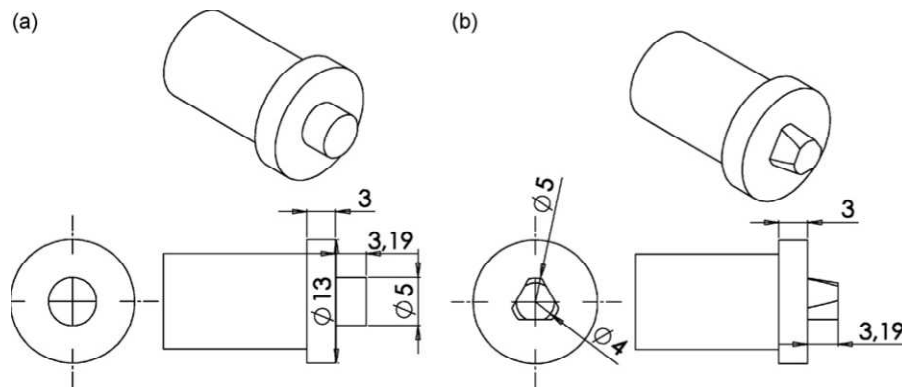


Figure II.2 : Types d'outils utilisés, (a) pion cylindrique (b) pion conique avec méplats

#### II.4 Observation métallographique dans le joint soudé

La définition du flux de matière formé par FSW est très complexe car elle dépend de la géométrie de l'outil et des paramètres procédés ainsi que du type de matériau.

L'objectif de ce chapitre est d'illustrer l'écoulement de la matière dans la zone la plus déformée dans le cas du soudage par FSW des pièces disposées bout-à-bout. Pour bien analyser le matériau dans cette zone, on utilise un marqueur métallique (MM) de cuivre.

La technique adoptée dans ce travail pour suivre le mouvement du flux est l'utilisation d'un feuillard de cuivre d'épaisseur  $0.2\text{ mm}$  intercalé le long de la ligne de jonction et de hauteur égale à l'épaisseur des pièces à souder (figure II.3).

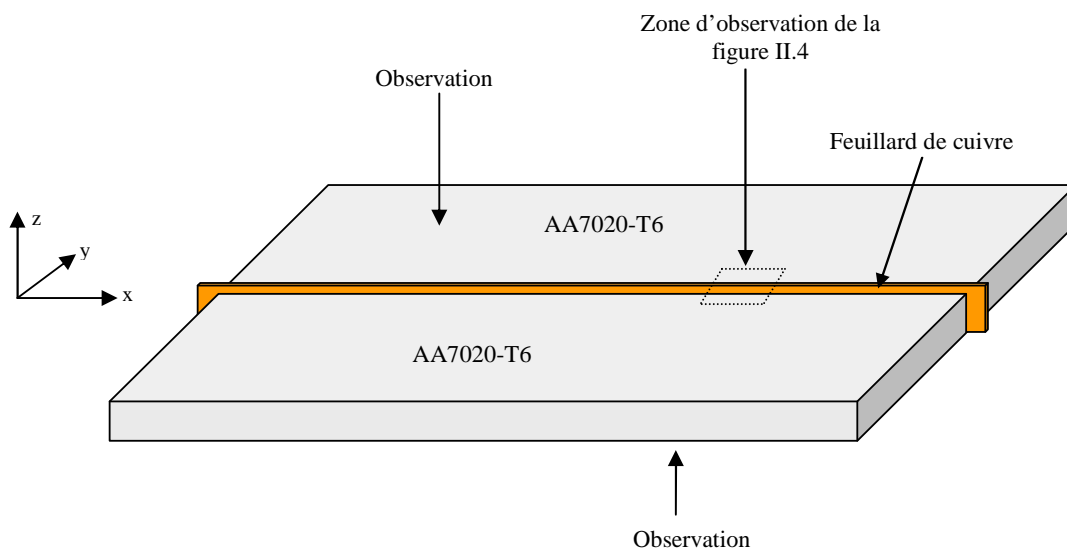


Figure II.3: Disposition du feuillard de cuivre dans des pièces d'aluminium 7020.

Après le soudage, des petits échantillons sont découpés à partir des pièces assemblées. Les surfaces supérieures (côté épaulement) et inférieures (côté plaque support) sont polies afin de les observer macrographiquement. Le polissage mécanique est effectué avec des disques abrasifs P600, P1000 et P1400 pendant une durée de 1 à 3 mn sur chaque échantillon puis avec d'autres disques plus lisses avec les solutions diamantées 3 $\mu$ m et 1 $\mu$ m pendant une période d'environ 4min. A la fin, pour enlever la forte luminosité superficielle créée par l'opération du polissage, ces coupes sont immergées dans un réactif chimique de Keller : 2 ml d'acide fluorhydrique (HF), 3ml d'acide chlorhydrique (HCl), 5 ml d'acide nitrique (HNO<sub>3</sub>) et 990 ml d'eau (H<sub>2</sub>O).

#### II.4.1 Micrographies

L'observation, au microscope optique polarisé de la surface supérieure met en évidence quatre zones qui reflètent différentes températures atteintes et différentes déformations subies par le matériau au voisinage de l'outil. La figure II.4.a présente des coupes métallographiques représentant le métal de base et la zone du noyau. La zone observée est présentée sur la figure II.3. Cette figure donne une idée de la microstructure obtenue lors du soudage de l'alliage d'aluminium 7020-T6 avec un marqueur de cuivre. La texture du noyau met en évidence une très grande homogénéité dans l'agencement des grains suite à la recristallisation du matériau. De part et d'autre de ce noyau et dans le joint de soudure, on trouve les deux zones AS et RS, formant la zone affectée thermomécaniquement. Dans la partie AS, les grains sont allongés dans le sens d'allongement du morceau de cuivre et ils sont orientés de droite vers la gauche. Par contre dans la partie RS, ils sont orientés de gauche vers la droite. Quant aux deux zones appelées métal de base sur cette figure, aucune modification microstructurale n'a eu lieu. Ceci est vu clairement par les tailles des grains dans ces deux zones qui sont beaucoup plus grandes que dans le noyau et la zone affectée thermomécaniquement.

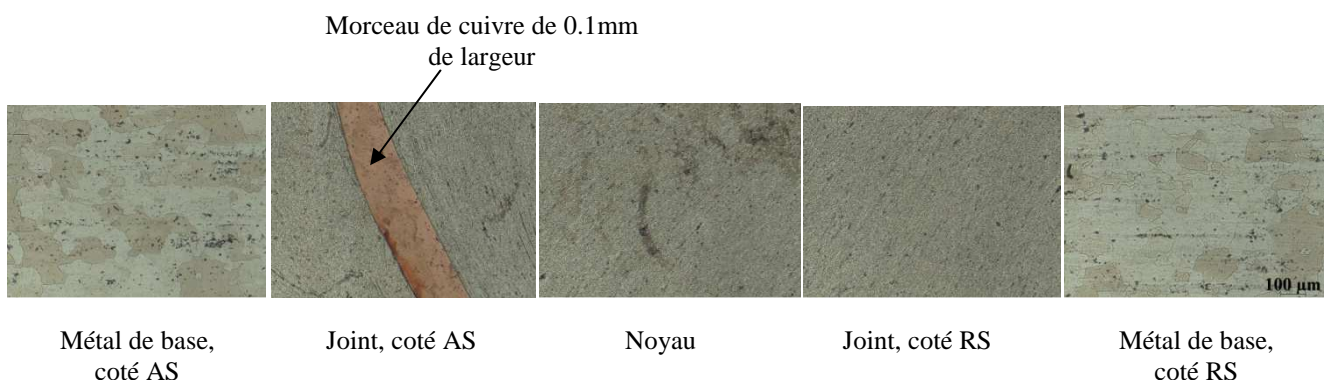


Figure II.4.a : Microstructure de la face en contact avec l'épaulement de l'alliage AA7020 après soudage par FSW

Une observation micrographique dans le noyau de soudure à une échelle plus fine montre la présence de précipités dispersés à l'intérieur des grains (figure II.4.b). Les précipités de type

$MgZn_2$  (cerclées en rouge) se trouvent dans cette zone avec de petites particules riches en cuivre (cerclées en noir). Ces particules fines sont obtenues suite à une forte mixtion entre l'aluminium et le cuivre lors du passage de l'outil.

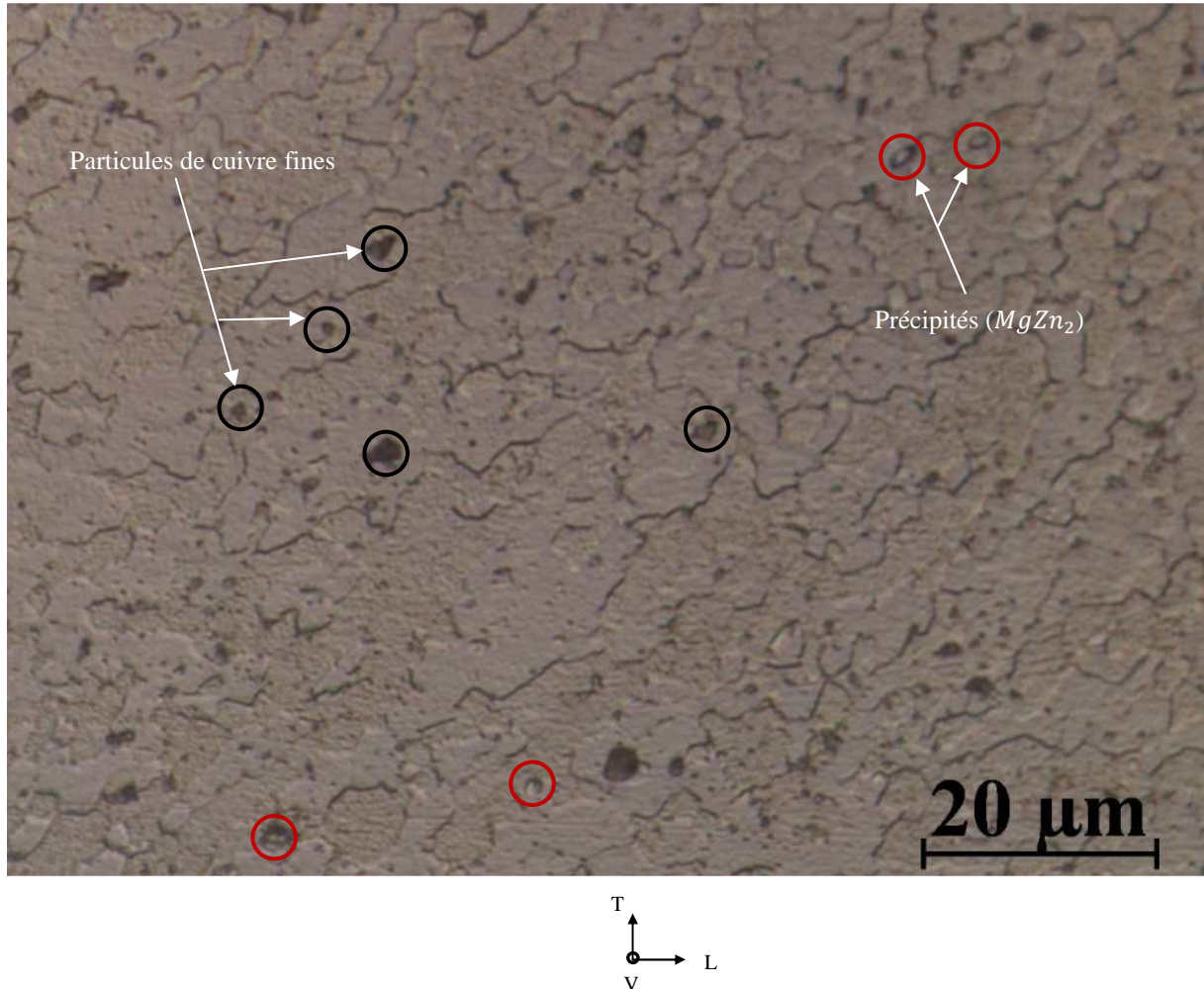


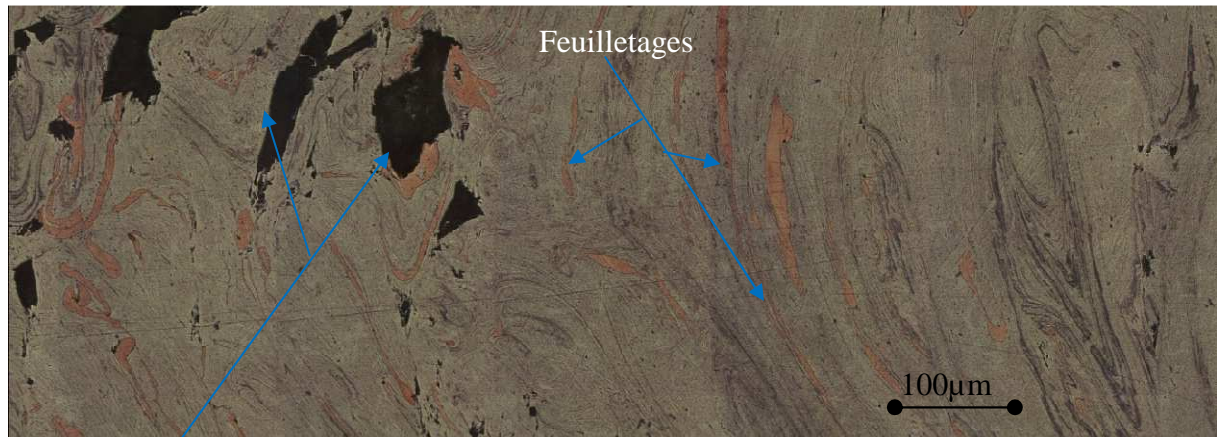
Figure II.4.b : Analyse des grains dans le noyau de soudure dans le plan (LT).

Les figures II.5 a et b montrent des micrographies prises le long de l'axe longitudinal de la soudure, dans des plans parallèles à la tôle, sous le pion et (a) et sous l'épaule (b). On constate la présence des lignes d'écoulement disposées en enchaînement périodiques dans les deux cas de soudage (outil cylindrique et outil avec méplats), perpendiculaires à la direction d'avance de l'outil et qui suivent son mouvement de rotation. Cette observation est confirmée par [Guerra et al. 03], [Li et al. 98] et [Gratecap et al. 07]. On remarque également la présence de flux de matière plus chaotique. Guerra a montré que ces flux sont générés lors d'un mouvement tourbillon et qu'ils ont une largeur de 40 $\mu m$  environ. Dans notre cas, cette largeur est comprise entre 50 $\mu m$  et 100 $\mu m$  (voir figure II.5.a et b).

Les traces orange correspondent à des morceaux de feuillard de cuivre. Le feuillard de cuivre a été malaxé avec l'aluminium. La déformation dans cette zone est très élevée et a été estimée à 10000% par [Guerra et al. 03]. En pied de soudure, on constate également la présence de

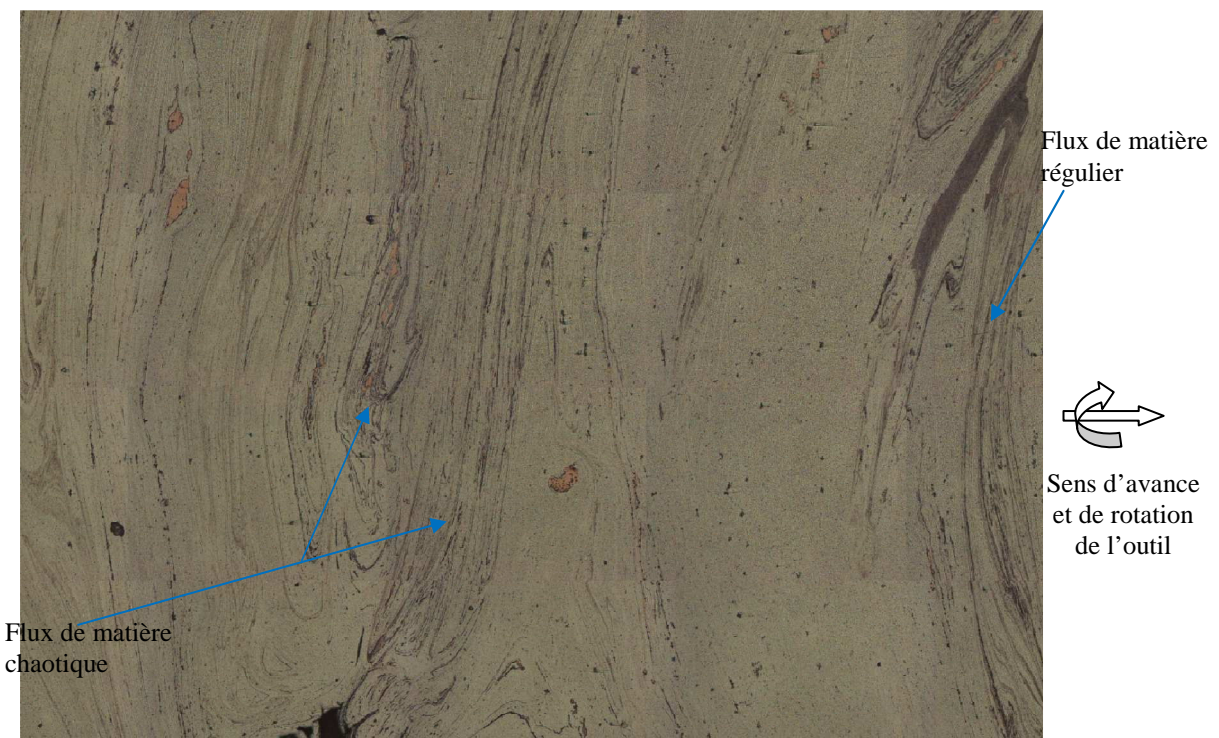


pores (zones noires). Les manques de matière sont également observés sur des coupes dans l'épaisseur perpendiculaires à l'axe de la soudure [Lorrain et al. 10].



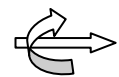
Pores

(a)



Flux de matière  
chaotique

Flux de matière  
régulier



Sens d'avance  
et de rotation  
de l'outil

(b)

Figure II.5: Observation des flux de matière lors d'un soudage bimétallique (Al/Cu), cas du soudage ( $v_a = 100\text{mm/mn}$ ,  $N = 300\text{tr/mn}$ ,  $F_z = 750\text{kg}$ ). Cette micrographie est issue du centre de soudure : (a) sous le pion (b) sous l'épaulement.

Dans certains cas, le feuilard de cuivre influencé par la déformation thermomécanique intense participe à la création d'un "mille feuilles". Les feuilles de cuivre présentes dans certains cas de soudage essaient de prendre le sens de laminage de l'alliage d'aluminium


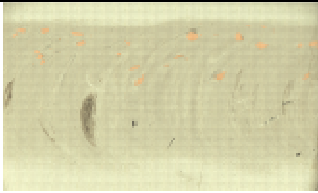

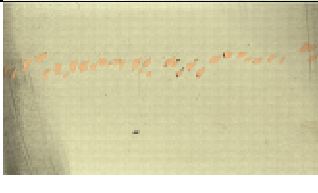

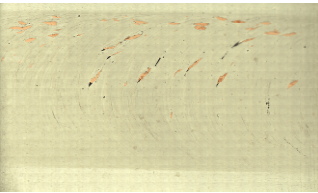
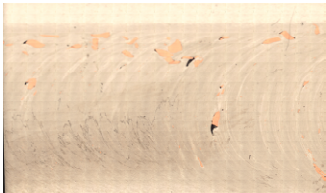
AA7020. Elles s'allongent dans ce sens et s'aplatissent dans le sens travers sous l'influence des paramètres procédés.

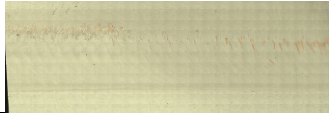

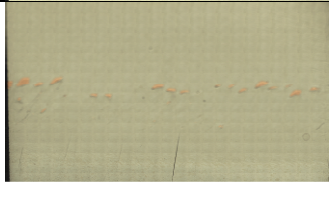
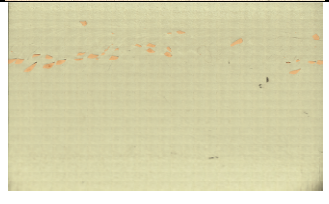
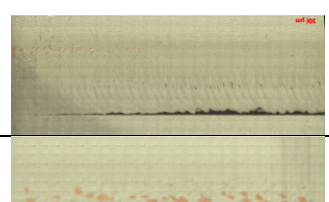
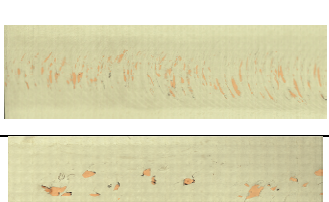
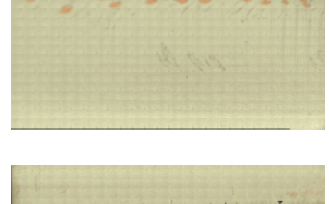
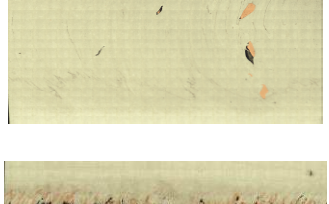
## II.4.2 Observations macrographiques

### II.4.2.1 Régime stationnaire du soudage

Le tableau II.2 récapitule les observations des soudures réalisées avec les deux pions et avec différents paramètres procédés dans le cas où le régime stationnaire du soudage est atteint. Autrement dit, les observations sont réalisées loin de la zone de plongée et de la zone de retrait de l'outil. Dans chaque cas, l'image supérieure correspond à la surface sous l'épaulement et l'image inférieure correspond à la surface en pied de soudure. Les traces orange correspondent à des morceaux de cuivre. Les zones noires correspondent à des cavités (défauts caractéristiques).

Tableau II.2 : Observations macrographiques des échantillons soudés par deux types d'outils

		Outil cylindrique		Outil avec méplats	
		N°	Cordon de soudure	N°	Cordon de soudure
$v_a$ (mm/mn)	100	3		21	
$N$ (tr/mn)	300				
$F_z$ (kg)	750				
$R = v_a/N$	0,33				
$v_a$ (mm/mn)	100	8		18	
$N$ (tr/mn)	600				
$F_z$ (kg)	600				
$R = v_a/N$	0,166				
$v_a$ (mm/mn)	500	10		17	
$N$ (tr/mn)	600				
$F_z$ (kg)	1100				

$R = v_a/N$	0,83				
$v_a$ (mm/mn)	500	11		16	
$N$ (tr/mn)	900				
$F_z$ (kg)	900				
$R = v_a/N$	0,55				
$v_a$ (mm/mn)	900	12		15	
$N$ (tr/mn)	900				
$F_z$ (kg)	1200				
$R = v_a/N$	1				
$v_a$ (mm/mn)	900	13		14	
$N$ (tr/mn)	1620				
$F_z$ (kg)	750				
$R = v_a/N$	0,55				

Premièrement, on observe des défauts de compacité (absence de matière) en pied de soudure pour tous les essais sauf pour le cas avec outil cylindrique et les paramètres ( $v_a = 100\text{mm/mn}$ ,  $N = 600\text{tr/mn}$ ,  $F_z = 600\text{kg}$ ) et pour le cas de l'outil avec méplats et dont les paramètres de soudage sont :  $v_a = 500\text{mm/mn}$ ,  $N = 900\text{tr/mn}$ ,  $F_z = 900\text{kg}$ . Ces défauts se propagent le long du joint de soudure et sont classiquement appelés effet tunnel dans la littérature [Hori et al. 99]. Ils sont plus importants en taille dans le cas de l'outil avec méplats. On peut alors conclure que le malaxage ne s'effectue pas bien avec les méplats. Ce défaut de compacité vient essentiellement du fait que la matière initialement devant l'outil et est entraînée par l'outil ne remonte pas assez du côté RS au côté AS. Ceci est très bien illustré par la figure II.6.

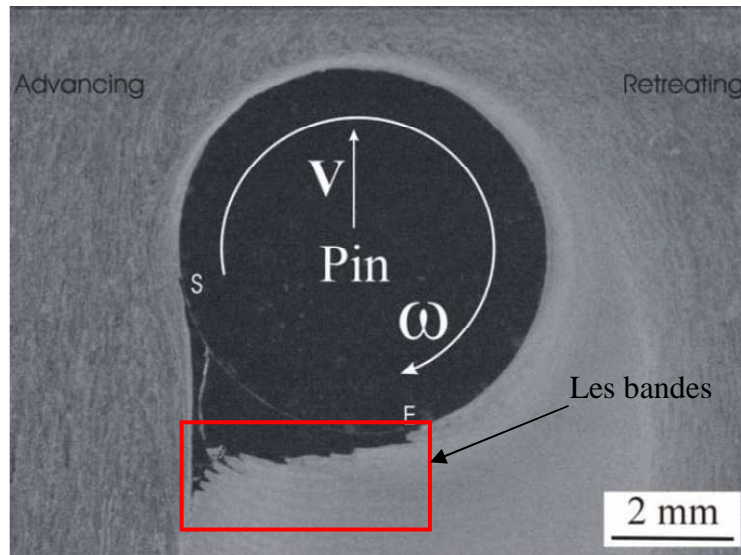



Figure II.6 : Déposition de la matière à l'arrière de l'outil [Chen et al. 08].

En ce qui concerne les traces de cuivre, le feuillard placé initialement au centre de la soudure se retrouve en morceaux après le passage de l'outil. La forme de ces morceaux suit le mouvement de rotation de l'outil. Les résultats confirment que la matière au voisinage proche de l'outil suit le mouvement de rotation de l'outil. Les déformations induites y sont très fortes et conduisent à la rupture du feuillard de cuivre.

Concernant la facette en contact avec l'épaulement, on observe que les morceaux de cuivre sont majoritairement répartis selon une ligne presque rectiligne positionnée du côté AS, soit à la frontière du joint de la soudure pour quelques paramètres procédés. Au niveau du pied de soudure, on remarque que les morceaux de cuivre sont placés au milieu du joint de soudure ou du côté RS. Le tableau suivant récapitule les observations selon les cas et pour la plupart des essais.

Tableau II.3 : Constatations sur l'emplacement des morceaux de cuivre au cours du soudage

	Face en contact avec l'épaulement			Face en pied de soudure		
	Morceaux de cuivre répartis linéiquement			Morceaux de cuivre ont la forme d'arcs		
	AS	RS	Centre du joint	AS	RS	Centre du joint
Outil cylindrique	X					X
Outil avec méplats	X				X	X

#### II.4.2.2 Phase d'arrêt et de retrait de l'outil

Les observations suivantes ont été effectuées dans la zone où l'outil arrête d'avancer ( $v_a = 0$  et  $N F_z \neq 0$ ) mais continue à tourner avant d'être retiré. Elles nous permettent d'analyser l'effet seul de la rotation sur l'écoulement de matière. Elles montrent comment les morceaux de cuivre s'installent à la fin de leurs parcours.

Dans la figure II.7.a le feuilard est placé sous l'axe central de l'outil et dans la figure II.7.b il est décalé de 2mm par rapport au centre du pion.

L'objectif de ces deux essais est de voir si une particule dans la ZATM est influencée par la rotation de l'outil, et en particulier par l'épaulement. Les observations sont faites donc sur la face supérieure.

Sur la figure II.7.a on remarque que, à la position  $x_1$ , les particules de cuivre s'installent suivant une ligne horizontale formée dans la partie AS dès que l'outil avance dans chaque fois d'une distance égale à  $(2R_s - R_p)$ . À la position  $x_2$  on constate la présence des morceaux de cuivre tout autour de l'outil montrant que ceux-ci ont été entraînés par le mouvement de rotation de l'épaulement. Ceci ne confirme pas si une particule fait un tour complet. Pour connaître le mouvement d'une particule autour de l'outil, nous regardons le cas d'un feuilard placé initialement décalé par rapport au centre du pion (figure II.7.b). Dans ce cas, les morceaux de cuivre, initialement du côté RS, restent du côté RS, montrant qu'ils ont été que très peu entraînés par le mouvement de rotation de l'outil. Ceci est confirmé par l'histoire des lignes de courant dans les modèles de simulations numériques (chapitre III).

Le positionnement des particules (de cuivre) ainsi que la forme de leurs trajectoires dans les deux configurations sont expliqués par les schémas des figures II.7.c et II.6.d.

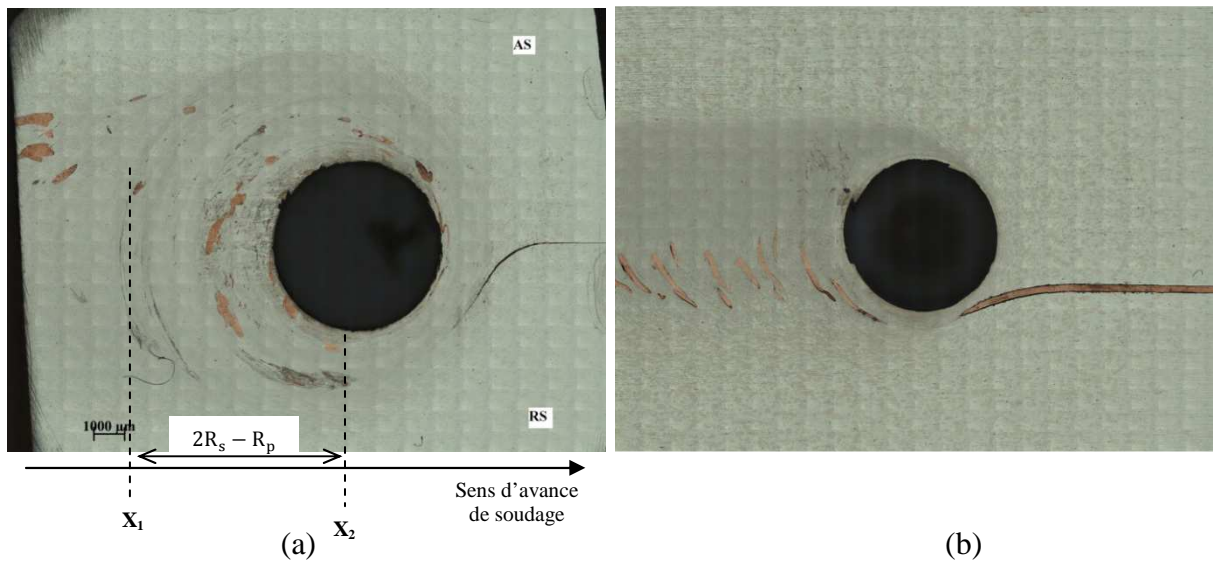


Figure II.7-a et b: Prédiction des trajectoires des morceaux de cuivre pour deux configurations de soudage : (a) marqueur de cuivre placé sous l'axe central de l'outil et (b) marqueur de cuivre décalé par rapport au centre du pion.

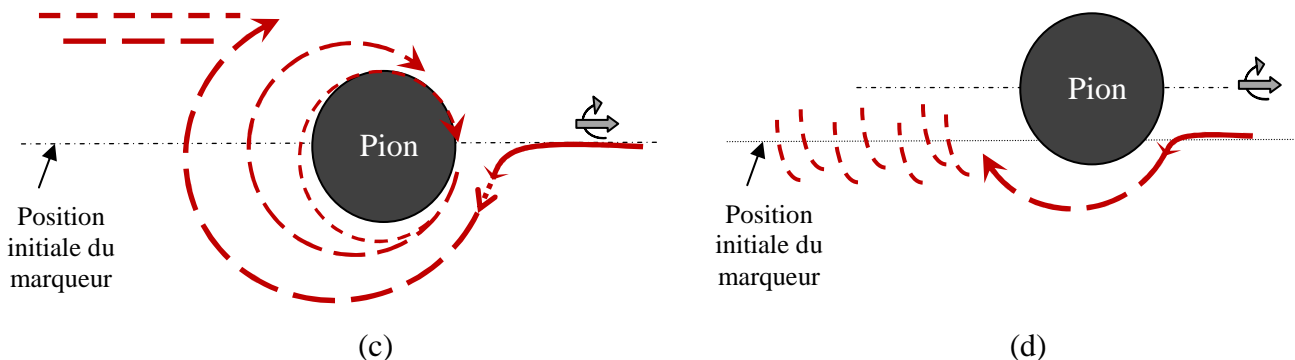


Figure II.7-c et d: Schématisation de la trajectoire des particules autour de l'outil pour deux configurations du marqueur: (c) correspond à (a) et (d) correspond à (b).

### II.4.2.3 Observation générale

Lors d'une observation générale des coupes métallographiques, on distingue trois modèles qui définissent la répartition des segments de cuivre. Un modèle oscillatoire (*modèle 1*) se produit lorsque les traceurs sont coupés et déplacés en avant et en arrière, et semblable à une vague qui va et vient et un deuxième modèle (*modèle 2*) appelé rectiligne semblable aux marches d'un canard (apparaît sous la forme d'une ligne ou deux) et un dernier modèle (*modèle 3*) où les morceaux de cuivre prennent la forme des arcs et parfois deviennent répartis en nuage de points quelconques ou chaotiques. Ces trois modèles sont récapitulés dans le tableau II.4 et ils sont bien expliqués dans le paragraphe suivant en se référant à des travaux de la littérature. La figure schématique II.8 explique les trois modèles observés.

Tableau II.4: Différents modèles observés

modèle 1	essais n°: 8, 11 et 16
modèle 2	essais n°: 3, 21, 10, 17 et 12
modèle 3	essais n°: 15, 18, 13 et 14

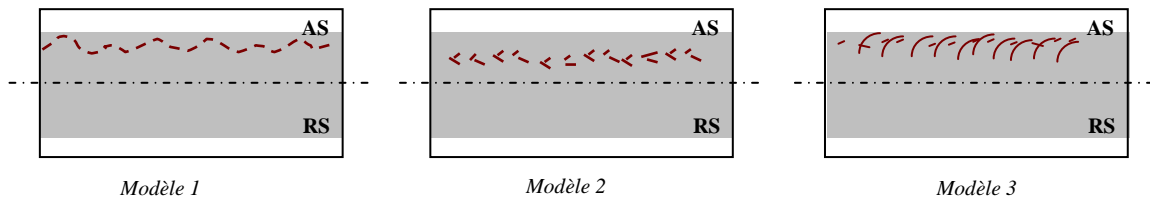


Figure II.8: Schémas explicatifs des trois modèles

En ce qui concerne la taille et l'orientation des morceaux de cuivre, nous observons des points communs pour les deux types d'outils soit au niveau de la face supérieure ou au niveau de la face inférieure.

Les morceaux de cuivre sont caractérisés par leurs positions, leurs tailles et leurs angles d'orientation par rapport à un plan donné. Les constatations qu'on peut ressortir de l'analyse des différentes métallographies sont:

- (i) Dans quelques essais, on remarque que la distance séparant deux stries (stries formés par des morceaux de cuivre) est égale à l'avance par tour (R) quelle que soit la force de pression ( $F_z$ ). Celle-ci est observée sous l'épaulement et sous le pion.
- (ii) Les fragments de cuivre sous l'épaulement sont plus longs que ceux sous le pion, tel qu'un rapport de 2,5 en largeur et en longueur est constaté.

Le tableau II.5 justifie ces constatations. Il récapitule les caractéristiques d'un morceau de cuivre pour chaque modèle décrit précédemment. Donc, le classement s'effectue en fonction du type d'outil et pour chaque jeu de paramètres procédés. L'angle d'orientation et la taille d'un morceau de cuivre sont calculés en moyenne.

Tableau II.5 : Caractéristiques des morceaux du marqueur de cuivre

modèles	Outil à pion cylindrique				Outil à pion avec méplats			
	Face de dessus		Face de dessous		Face de dessus		Face de dessous	
	Taille (μm)	Orientation (°)	Taille (μm)	Orientation (°)	Taille (μm)	Orientati on (°)	Taille (μm)	Orientatio n (°)
Modèle 1	855-1045	21-55	442-670	52-130	800-1025	0-25	Arcs variables	Stries
Modèle 2	834-1384	32-60	---	Change de direction	1070-1330	<90	230-556	---
Modèle 3	1800	<90	1050	80-90	735	0	811	>90

#### II.4.2.4 Discussions

Des observations d'une section de joint montrent de manière similaire qu'en haut de la soudure les morceaux de feuillard de cuivre se retrouvent côté AS alors qu'en pied de soudure, ils se retrouvent côté RS. Dans sa thèse, O. Lorrain montre que des simulations de l'état stationnaire de FSW prédisent les mêmes résultats (figure II.9). Elles indiquent bien que la matière le long et au centre de la soudure est entraînée par le mouvement de rotation de l'outil mais ne fait jamais un tour complet.

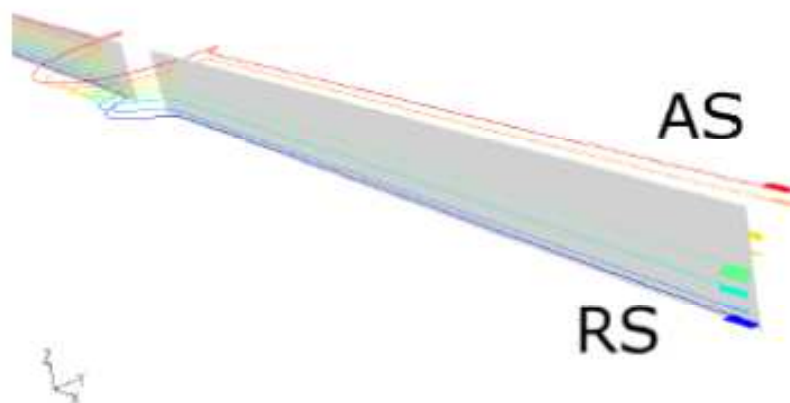


Figure II.9: Lignes d'écoulement pour des particules situées sur le feuillard longitudinal [Lorrain 10]

Afin de mieux comprendre l'écoulement au voisinage de l'outil, Sanders [Sanders. 05] a effectué des essais FSW en plaçant des fils de tungstène alignés le long de la soudure est placés côté AS, côté RS et au centre de la soudure ainsi qu'à différentes épaisseurs. Il a ainsi

mis en évidence qu'un fil placé au centre et en pied de soudure se retrouve après le passage de l'outil découpé en morceaux alignés côté RS ; cette répartition appelée "Slant" correspond à la répartition majoritairement observée dans nos expériences (essais n° 8, 10, 11, 12, 13, 14 et 16:  *pied de soudure*).

Lorsque le fil est placé en haut de la soudure (proche de l'épaulement), trois types de répartition des morceaux de fils de tungstène sont observés (figure II.10):

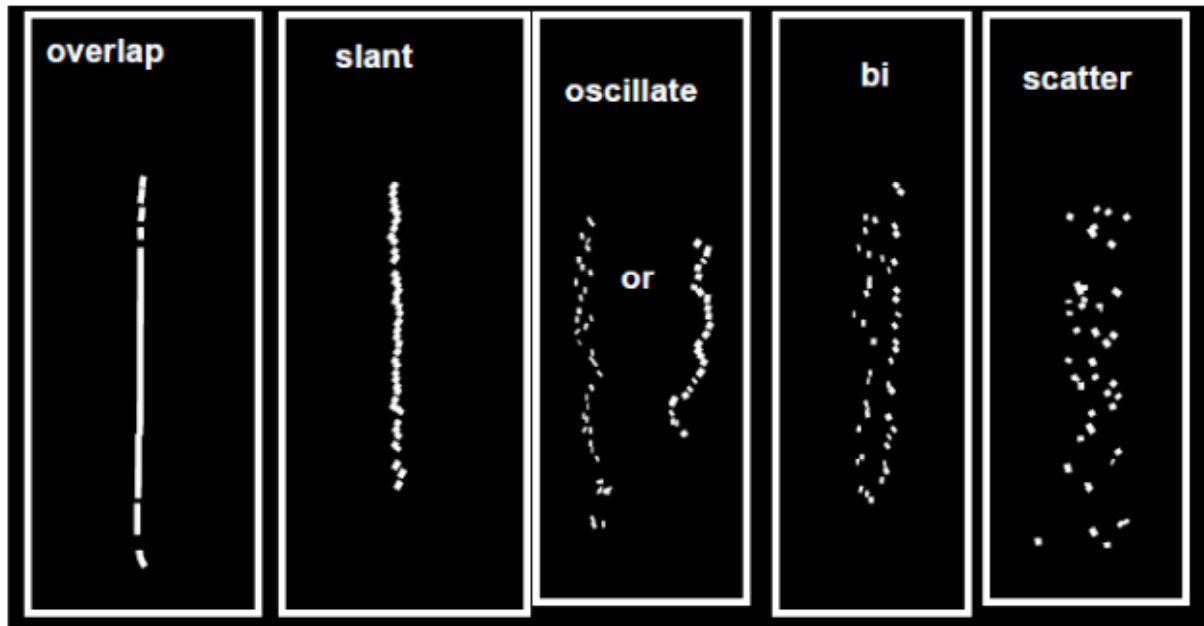


Figure II.10 : Les modèles des trajectoires de marqueur observés dans le joint de soudure [Sanders. 05].

- Type "Slant" : fil déposé avec des segments uniformes suivant une ligne comme précédemment décrit.
- Type "Bi" : fil déposé avec des segments suivant deux lignes.
- Type "Scatter" : fil déposé de manière chaotique.

Dans ce cas, les répartitions se retrouvent côté AS.

Dans notre cas, la répartition de type "Slant" est majoritairement observée. Dans certains cas, nous observons néanmoins sous l'épaulement, un écart par rapport à cette répartition. Les cas 3 et 21, 10 et 17 montrent des répartitions de type "Bi" ou "Scatter". Aucun lien clair entre la présence d'une dispersion et les paramètres procédés n'a pu être établi, comme également souligné par [Sanders. 05].



En revanche, la présence de ces différents types de répartition révèle la présence de différentes zones de flux de matière autour de l'outil.

Sanders [Sanders. 05] suggère la présence d'une zone au contact avec l'outil où la matière suit le mouvement de rotation de celui-ci et une zone à l'interface entre cette zone de rotation et le métal non affectée mécaniquement où la matière est fortement cisailée. Un morceau de feuillard qui entre dans cette zone, s'il y reste, se dépose derrière l'outil dès qu'il sort de la zone affectée mécaniquement par avance de l'outil figure (II.11) et figure (II.13). Ainsi ces morceaux vont être déposés toujours au même endroit et former une ligne.

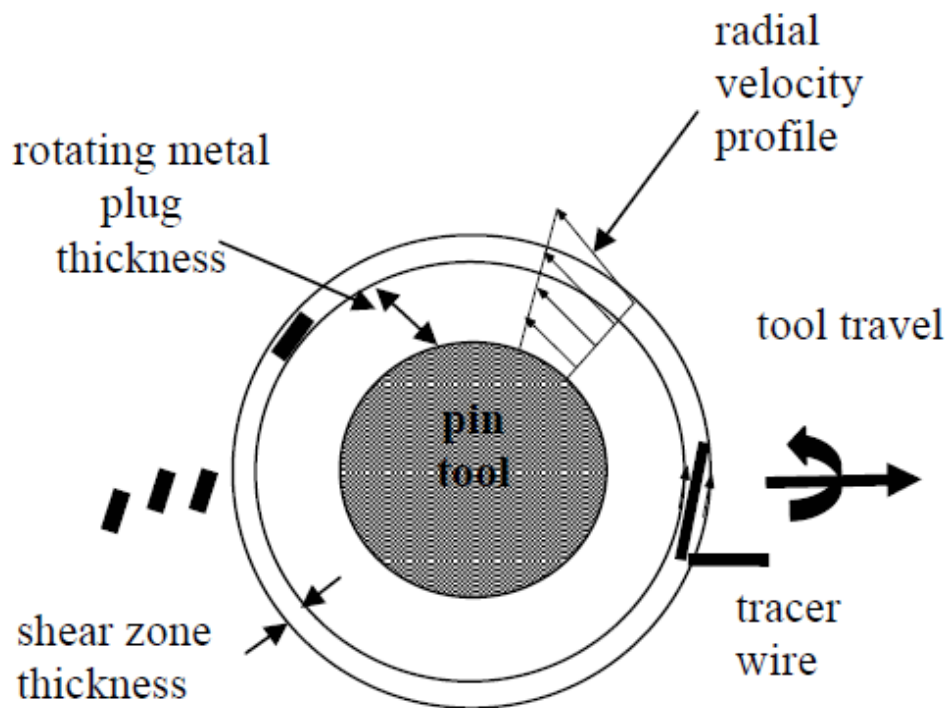


Figure II.11: Vue d'un fil cisailé au cours du passage de l'outil [Sanders. 05].

[Schmidt et al. 06] ont réalisé des essais sur l'alliage 2024-T3 avec des feuillards placés longitudinalement et en d'autres positions sous l'axe central de l'outil. Pour le cas des feuillards placés dans le sens longitudinal, ils ont constaté lors du mouvement de l'outil, qu'un morceau de cuivre s'écoule vers le front d'attaque du pion grâce à la vitesse d'avance puis il est entraîné par la vitesse de rotation dans son côté de retrait. Ce morceau tourne autour du pion dans la zone de rotation avant qu'il s'installe dans la zone AS. De même, ils ont confirmé l'existence de trois différentes zones également remarquées par Guerra et al. [Guerra et al. 03] et Nunes et al. [Nunes et al. 2000], (figure II.12).

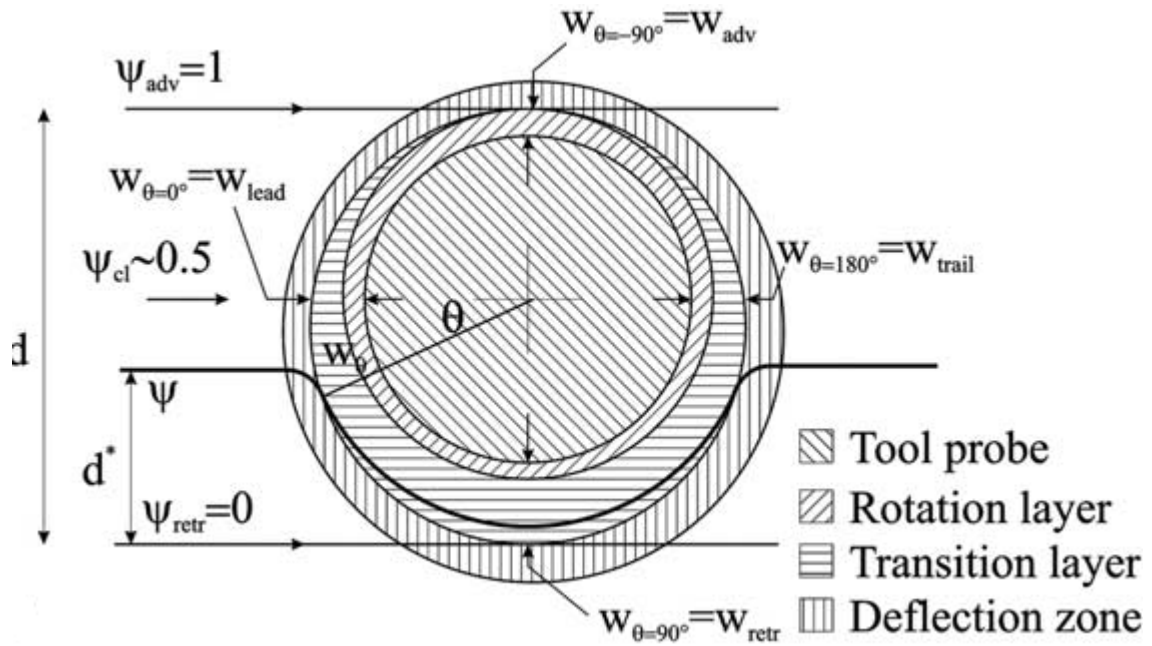


Figure II.12: les différentes zones de flux constatées par [Schmidt et al. 06].

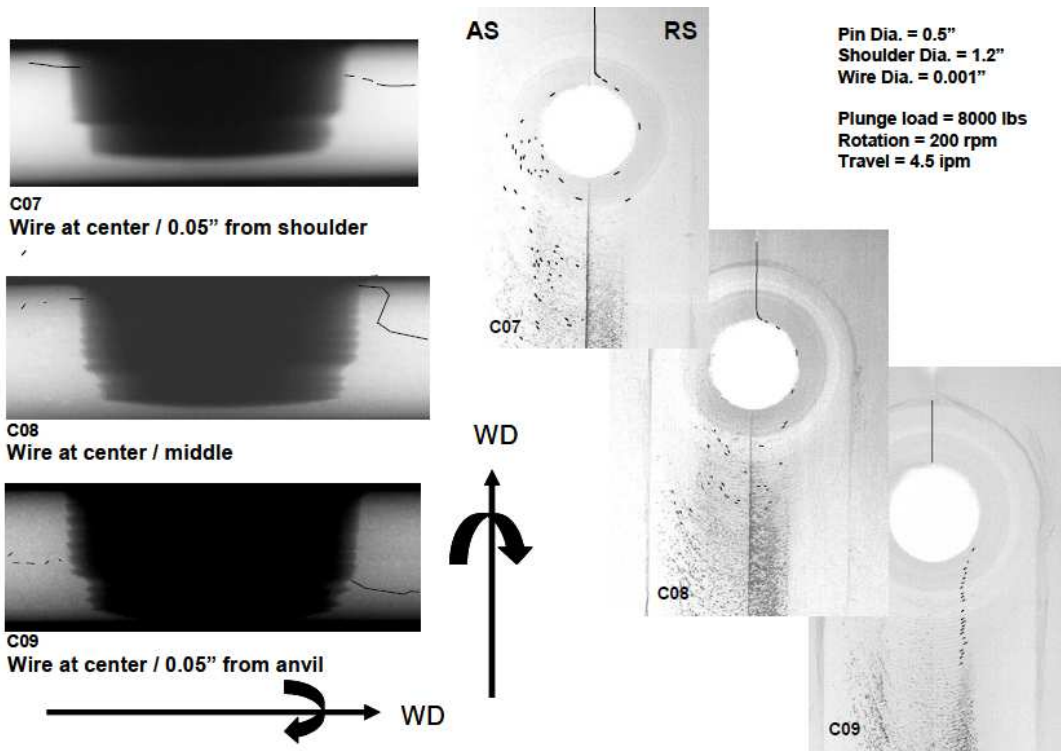


Figure II.13 : Observation macrographique selon l'épaisseur et suivant les surfaces au niveau de l'épaule (C07) et en pied de soudure (C09) [Sanders. 05].

Si un morceau entre dans la zone de rotation, il peut tourner plusieurs fois avec l'outil avant d'être déposé. Il n'y a alors pas de raison pour qu'il soit déposé toujours au même endroit

d'où une répartition de type "Bi" ou "Scatter". Les observations faites dans la zone de retrait de l'outil montrant que la matière côté RS ne rentre pas dans la zone de rotation et reste dans la zone de cisaillement. Au contraire, la matière se situant juste dans l'axe central de l'outil entre dans la zone de rotation.

Selon Sanders [Sanders. 05], ce mécanisme serait favorisé pour les faibles valeurs de  $N$  (ou grandes valeurs de  $v_a$ ) mais nos expériences ne permettent pas de le vérifier.

En ce qui concerne l'impact de la géométrie du pion, on peut noter que les morceaux de cuivre en pied de soudure sont plus minces dans le cas de l'outil avec méplats.

Nous remarquons que la majorité des lignes de type "Slant" sont obtenues pour les essais réalisés avec l'outil à pion cylindrique. La figure II.14 représente les surfaces supérieures pour ces essais. On définit sur chaque surface la distance ( $L_i$ ) séparant la ligne "Slant" de la ligne centrale du joint. Nous remarquons que cette distance dépend des paramètres procédés.

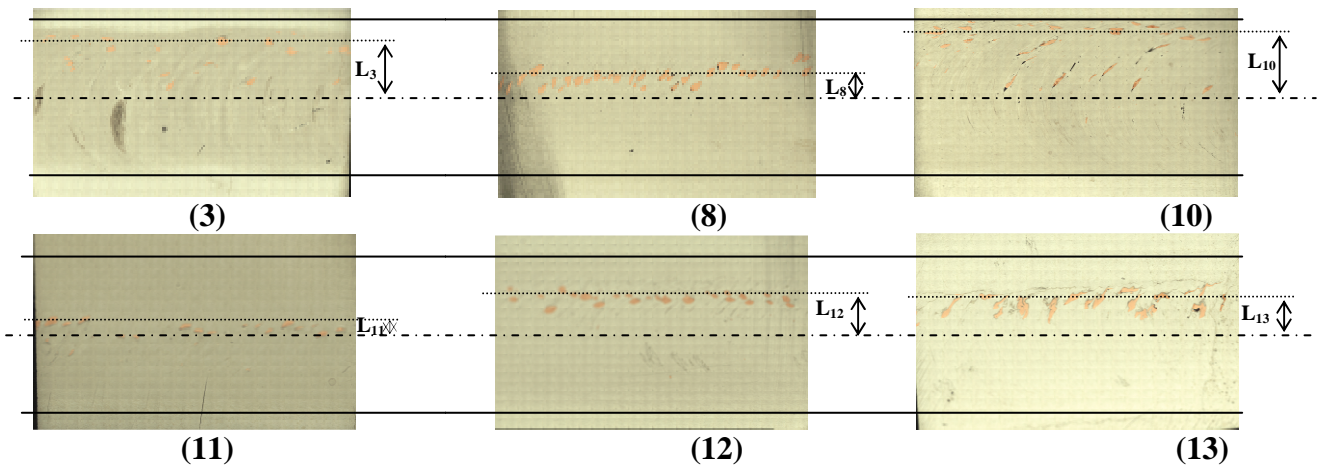


Figure II.14 : Les lignes de type "Slant" et leurs positions par rapport à la ligne centrale.

Nous constatons que d'une expérience à l'autre, deux paramètres sont modifiés. Ceci vient de la contrainte expérimentale qui consiste à rechercher la bonne combinaison des paramètres de soudage pour obtenir une bonne soudure sans défaut flash et sans défauts tunnels.

Les micrographies de la figure précédente (figure II.13) présentent la distribution des morceaux de cuivre après le passage de l'outil à pion cylindrique et pour différentes conditions de soudage. Une corrélation peut être observée entre les paramètres de soudage et les positions des particules de cuivre par rapport à la ligne centrale du cordon.

Entre l'essai (3) et l'essai (8) la vitesse de rotation est doublée. Si on analyse les macrographies (3) et (8), la distance ( $L_8$ ) est plus petite que ( $L_3$ ). Ceci suggère que les morceaux de cuivre "sortent" plus vite de la zone affectée par l'outil. Ils sont donc probablement proches de la zone de cisaillement telle que définie par Sanders.

Entre les configurations (8) et (10), la vitesse d'avance est multipliée par 5, ce qui entraîne une diminution de la température d'où l'augmentation de l'effort  $F_z$  pour garder une bonne

condition de soudage. Par ailleurs, on constate que  $L_{10} > L_8$ . Ceci suggère que les morceaux de cuivre sont restés plus longtemps dans la zone affectée par l'outil dans le cas 10 que dans le cas 8. Si on compare maintenant les essais (3), (8) et (10), on peut classer les distances  $L_i$  par ordre croissant  $L_8 < L_3 < L_{10}$  pour les trois essais, un rapport  $R$  tel que  $R_8 < R_3 < R_{10}$ . On peut identifier une relation entre  $L$  et  $R$ . On peut également classer selon ce critère les essais 11 et 12,  $L_{11} < L_{12}$  et  $R_{11} < R_{12}$ . L'essai 13 ne répond pas à ce critère mais il faut noter que la vitesse de rotation associée est très élevée et la force  $F_z$  faible. Ces conditions ne favorisent pas un bon entrainement de la matière par l'épaulement comme l'a montré Lorrain et al. [Lorrain et al. 10]. Nous ne considérons donc pas cet essai dans la suite de l'analyse.

Il n'est pas facile de comprendre l'effet de  $R$  sur  $L$ . Dans le chapitre III nous analysons l'écoulement à l'aide d'un modèle numérique.

La figure II.15 représente les lignes d'écoulement qui partent toutes sur l'axe de soudure en avant de l'outil, comme le feuillard de cuivre. Les 3 cas (3), (8) et (10) ont été simulés. De manière cohérente à l'expérience, nous constatons que, derrière l'outil  $L_{8num} < L_{3num}$  et  $L_{8num} < L_{10num}$ . Les raisons de ce comportement sont expliquées dans le chapitre III. Les lignes d'écoulement sont représentées à 0.2 mm sous l'épaulement.

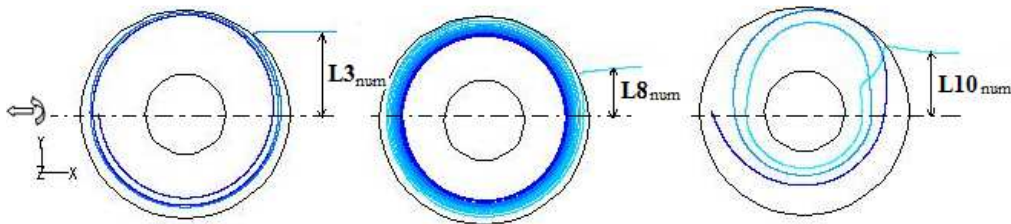


Figure II.15 : Les lignes d'écoulement correspondant aux cas de soudage 3, 8 et 10.

## II.5 Conclusion

Les études avec traceurs se sont avérées être des outils (marqueur) efficaces pour étudier la structure des flux de matière dans le cordon de soudure FSW. Grâce à cette technique, nous avons obtenu plusieurs résultats sur l'écoulement de la matière présentés dans ce chapitre.

Il s'agit dans cette étude de deux volets pour examiner l'effet de l'écoulement sur la jonction de soudure. Des essais expérimentaux avec des feuillards de cuivre menés sur l'alliage d'aluminium 7020-T6 sont réalisés par l'IS suivis par des observations et interprétations effectuées dans ce manuscrit. Les essais de soudage sont réalisés avec deux types d'outils, un outil à pion cylindrique et l'autre avec méplats. Les échantillons sont polis puis observés avec un microscope polarisé.

Le feuillard de cuivre placé longitudinalement ne reste plus dans sa première position après le passage de l'outil. Il se trouve sous la forme des morceaux dispersés dans le cordon de soudure. Les morceaux sont disposés derrière l'outil selon trois schémas similaires à ceux proposés par Sanders. Les modèles de type "slant", "bi" et "scatter" sont observés sur les surfaces supérieures des coupants métallographiques pour les deux cas de soudage ; soudage avec pion cylindrique et soudage avec pion à méplats. La majorité des flux de matière se produit dans le côté de retrait et le transport de la matière plastifiée s'effectue derrière l'outil en formant un joint soudé.

Des répartitions des morceaux de cuivre sous forme des arcs alternatifs et irréguliers sont observées au niveau du pied de soudure pour les deux cas de soudage. L'origine de cette fluctuation est encore inconnue et il a été suggéré qu'elle pourrait résulter d'une variation de la condition de contact à l'interface matériau/outil, selon Schneider et al. [Schneider et al. 06] et Schmidt et Dickerson [Dickerson et al. 03].

En ce qui concerne l'impact de l'outil, on observe des défauts de compacité dans les joints de soudure obtenus par le pion à méplats. Les deux outils ne montrent pas l'effet des vortex à cause de l'absence des filets.

## **Chapitre III**

# **Modèle numérique sous Fluent pour le procédé de soudage par friction et malaxage**

<b>Sommaire</b>	<b>page</b>
.....	.....
III.1 Introduction .....	58
III.2 Equations du problème thermomécanique .....	61
III.3 Choix de la loi de comportement .....	62
III.4 Conditions aux limites.....	65
III.5 Discrétisation spatiale .....	68
III.6 Algorithme de résolution.....	72
III.7 Résultats numériques.....	73
III.7.1 Qualité de maillage .....	73
III.7.2 Cycles thermiques et écoulement de la matière .....	80
III.7.2.1 Cycles thermiques .....	80
III.7.2.2 Ecoulement de la matière; validation expérimentale/numérique .....	81
III.7.3 Les défauts dans les joints .....	85
III.8 Conclusion .....	86
.....	.....

### **III.1 Introduction**

Une modélisation numérique réaliste et prédictive du procédé de soudage par friction et malaxage est très difficile à cause de la complexité de ce procédé. En effet, une bonne modélisation exige une très bonne connaissance des conditions de contact entre l'outil et les tôles et des caractéristiques physiques et mécaniques du matériau soudé ainsi que de son comportement sous sollicitation sévères en température et en vitesse de déformation. Généralement plusieurs paramètres de la modélisation sont ajustés à l'aide des mesures expérimentales (souvent la température ou le couple) [Ulysse 02] et [Hamilton et al. 03].

Les modèles permettent d'analyser les transformations thermomécaniques dans le cordon de soudure qui ont une influence significative sur la qualité du joint obtenu. Pour faciliter le développement de ce procédé dans l'industrie, différents travaux sont consacrés à l'optimisation de ce dernier. Ceci afin d'obtenir une bonne soudure sans défauts et avec des caractéristiques mécaniques proches du métal de base. L'optimisation concerne la géométrie de l'outil, la puissance fournie tout en assurant une bonne productivité grâce à l'augmentation de la vitesse de soudage. Les modèles disponibles dans la littérature traitent des phénomènes mécaniques, thermiques et métallurgiques rencontrés lors du soudage FSW et ils sont particulièrement regroupés en deux classes:

- Modèles thermiques : ils traitent le problème de la propagation de la chaleur durant le cycle de soudage et cherchent à identifier et délimiter les zones de fortes transformations [Schmidt et Hattel 08].

- Modèles thermomécaniques : ils sont les mieux adaptés au procédé ; ils traitent le problème couplé avec la prise en compte du comportement viscoplastique des plaques tout en considérant la dépendance par rapport à la température [Colegrove et Shercliff 04] et [Nandan et al. 06].

Les modèles thermomécaniques peuvent être classés en deux groupes. Un premier groupe consacré à la simulation de l'écoulement de matière en formulation eulérienne et est basé sur la dynamique des fluides, et un deuxième groupe basé sur la mécanique du solide en formulation lagrangienne, et est mieux adapté aux calculs transitoires en présence de défauts de type flash par exemple. Durant ces dernières années, plusieurs travaux sont publiés en utilisant les deux modèles CFD et CSM (Computational Solid Mechanics) [Colegrove et Shercliff 05], [Cho et al. 05], [Liechty et Webb 08], [Nandan et al. 06], [Schmidt et al. 06], [Zhang et Zhang 07a] etc.... La figure III.1 présente l'évolution de l'utilisation de ces différents modèles durant les dix dernières années.

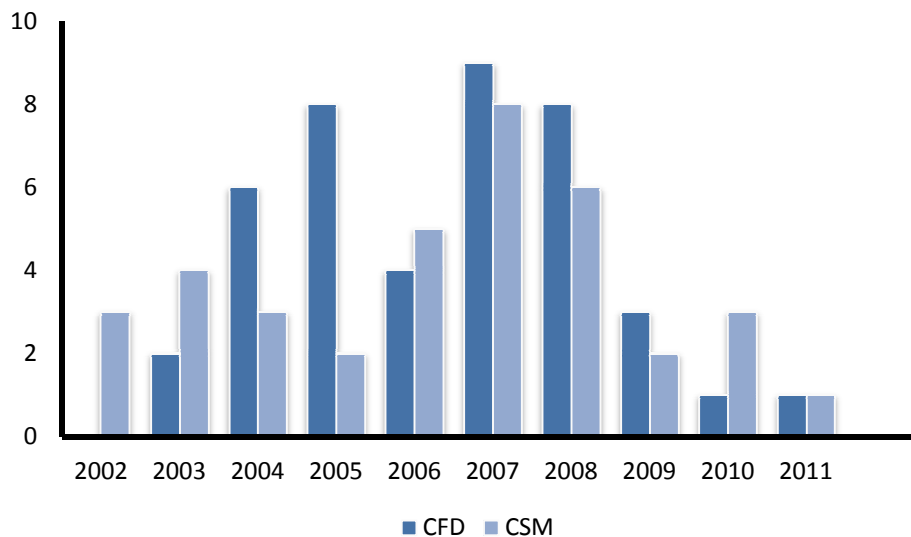


Figure III.1 : Evolution des publications CFD et CSM pendant les dix derniers ans.

Au cours de l'opération de soudage, la déformation plastique et la température sont générées fortement dans la zone affectée thermomécaniquement induisant ainsi une viscosité très faible du matériau au voisinage de l'outil. Les modèles basés sur la mécanique des fluides sont tout à fait justifiés pour modéliser le malaxage et l'écoulement du matériau dans cette zone. Par contre, ces modèles ne peuvent pas prédire les défauts dans le joint de soudure comme le montre la figure III.2. Des modèles de type CSM ont été utilisés par [Guerdoux et Fourment 09] et ont montré quelques types de défauts prédits par le calcul numérique (figure III.3).



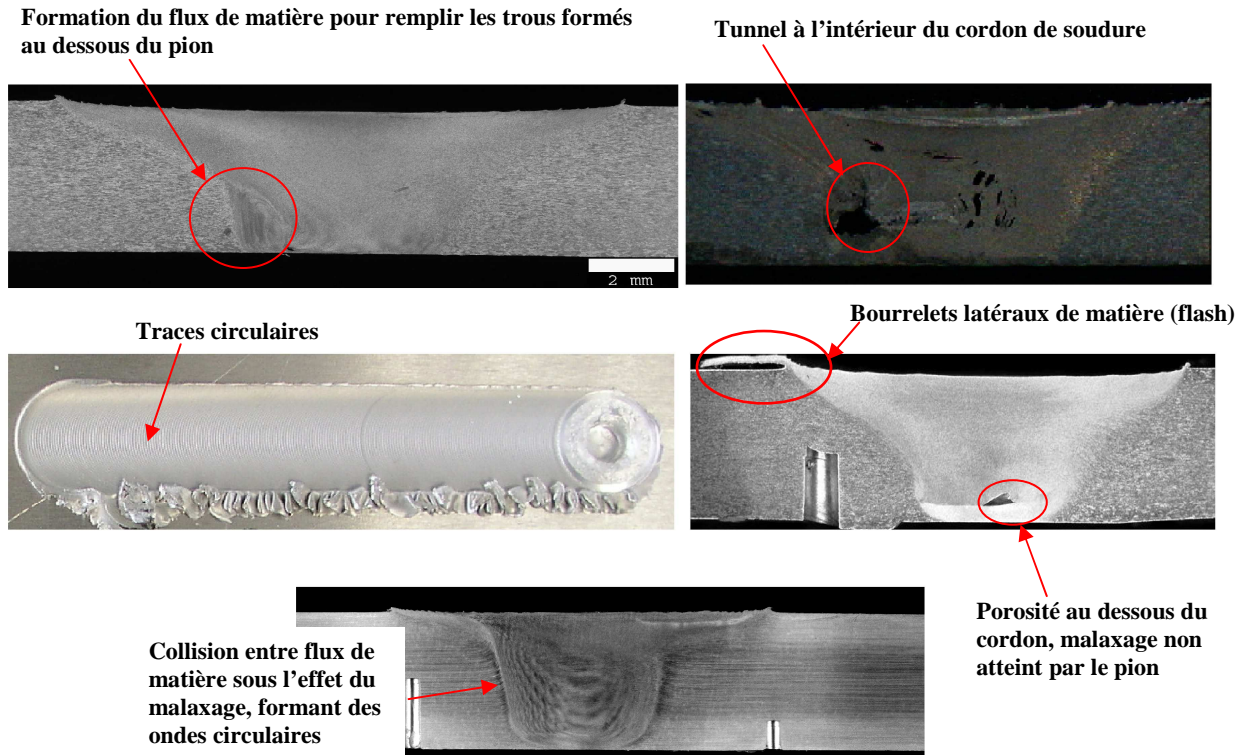


Figure III.2 : Défauts et Flux de matière observés sur des cordons de soudure de l'aluminium 7020-T6 [IS].

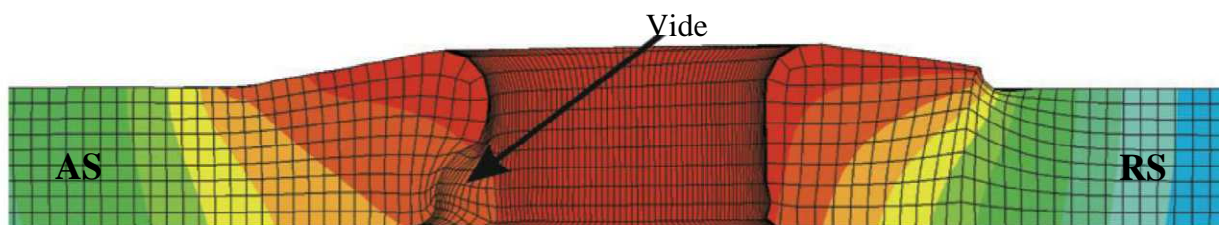


Figure III.3: Formation de vide à cause d'un remplissage incomplet, montré par un modèle ALE en EF [Guerdoux et Fourment 09].

Dans ce chapitre, nous proposons une première modélisation numérique sous Fluent du procédé de soudage. Nous rappelons les différentes équations du modèle thermomécanique ainsi que les méthodes numériques de résolution utilisées dans le code de calcul. On se place dans le cadre d'une formulation eulérienne stationnaire prenant en compte le couplage thermomécanique. L'application du modèle à l'alliage d'aluminium 7020-T6 est proposée en fin de chapitre pour un outil à pion cylindrique. L'impact des paramètres de soudage sur la formation du cordon de soudure est étudié au travers de différents calculs avec différentes conditions de soudage.

### III.2 Equations du problème thermomécanique

Au cours de l'opération de soudage, la chaleur est générée par deux mécanismes principaux. Le premier concerne les conditions de contact entre l'outil et les plaques à souder et le deuxième mécanisme concerne la déformation plastique intense au voisinage de l'outil. Différentes modélisations existent dans la littérature prenant en compte la génération de la chaleur lors du soudage FSW. Lorsque le contact est considéré complètement glissant à l'interface outil/pièces, la chaleur est générée par frottement à cette interface [Chao et al. 98] et [Awang et al. 05]. Une étude sur le frottement lors du soudage FSW a été effectuée par Assidi et Fourment [Assidi et al. 10] dans le cadre d'une formulation ALE tridimensionnelle sous Forge. Cette étude avait pour objectif de comparer les résultats du modèle de Coulomb et ceux du modèle de Norton avec des résultats expérimentaux pour différentes conditions de soudage. L'étude montre que le modèle de Coulomb donne des résultats plus proches des résultats expérimentaux. En réalité, les conditions de contact entre l'outil et les plaques à souder sont beaucoup plus complexes. Certains auteurs stipulent l'existence, au niveau de l'épaulement, de deux zones : une zone dans laquelle le contact est glissant et une zone dans laquelle la matière colle à l'outil de soudage. La difficulté est de distinguer ces deux zones qui sont très difficilement modélisables à l'aide des essais expérimentaux [Schneider et al. 06] puis par [Schmidt et Hattel 06]. D'autres modèles considèrent simplement que le contact est complètement collant à l'interface outil/plaques [Ulysse 02], [Frigaard et al. 01] et [Nandan et al. 06].

Dans ce chapitre, on considère deux types de contact (collant et glissant) entre l'outil et les plaques à souder ce qui représente deux cas extrêmes. Pour une configuration de soudage donnée, seule la phase stationnaire est modélisée. Le comportement de la matière est considéré comme celui d'un fluide visqueux incompressible et le régime d'écoulement est laminaire.

L'équation de quantité de mouvement peut s'exprimer sous la forme suivante :

$$\rho v_j \frac{\partial v_i}{\partial x_j} - \frac{\partial}{\partial x_j} \left( \mu \left( \frac{\partial v_i}{\partial x_j} + \frac{\partial v_j}{\partial x_i} \right) \right) = - \frac{\partial P}{\partial x_i} \quad \text{Eq III.1}$$

Où  $v$  est la vitesse de l'écoulement de la matière,  $\rho$  est la masse volumique,  $p$  représente la pression au point considéré et  $\mu(T, \bar{\epsilon})$  est la viscosité du matériau dépendante de la température  $T$  et de la vitesse de déformation  $\dot{\epsilon}$  ( $\dot{\epsilon}_{ij} = \frac{1}{2}(v_{i,j} + v_{j,i})$  et  $\bar{\epsilon} = \left( \frac{2}{3} \dot{\epsilon}_{ij} \dot{\epsilon}_{ij} \right)^{1/2}$ ) et dont l'expression sera donnée par la loi de comportement. Les indices  $i, j = 1, 2$  et  $3$  représentent respectivement les trois directions  $x, y$  et  $z$  du repère cartésien direct.

La deuxième équation concerne l'équation de continuité gouvernant un fluide incompressible et qui s'écrit sous la forme suivante:

$$\frac{\partial v_i}{\partial x_i} = 0 \quad \text{Eq III.2}$$

Cette condition se traduit également par la relation  $tr(\dot{\epsilon}) = 0$ .

La troisième équation concerne celle de l'énergie, elle peut s'écrire sous la forme suivante :

$$\rho c_p v_i \frac{\partial T}{\partial x_i} = \frac{\partial}{\partial x_i} \left( \lambda \frac{\partial T}{\partial x_i} \right) + q_v \quad \text{Eq III.3}$$

avec  $\lambda$  représentant la conductivité thermique exprimée en  $W/m^2K$  et  $c_p$  représente la capacité calorifique du matériau exprimée en  $J/kg K$ . Le terme  $q_v$  ( $W/m^3$ ) définit la source de chaleur par unité de volumique appelée aussi source de dissipation visqueuse exprimée en fonction de la vitesse de déformation plastique et de la contrainte et il vaut :

$$q_v = \beta \sigma : \dot{\epsilon} \quad \text{Eq III.4}$$

Où  $\sigma$  représente le tenseur des contraintes de Cauchy et le coefficient  $\beta$  correspond à la fraction du travail plastique transformée en chaleur. Il est généralement pris constant typiquement compris entre 0.8 et 1. Pour délimiter la zone concernée par la source de chaleur volumique, [Hosein et al. 09] utilisent le nombre de Brinkman qui caractérise l'effet de l'énergie des forces visqueuses par rapport à l'énergie transférée par conduction thermique :

$$B_r = \frac{\mu v^2}{\lambda \Delta T} \quad \text{Eq III.5}$$

avec  $\Delta T = T - T_a$  représente la différence de température du système et  $v$  la vitesse matérielle en chaque élément. La source volumique est prise en compte lorsque ce nombre est supérieur à l'unité, ce qui correspond à peu près à la zone ZATM.

### III.3 Choix de la loi de comportement

Le choix de la loi de comportement est d'une importance cruciale pour la modélisation du soudage par friction et malaxage. Dans la littérature, différents modèles sont utilisés. On peut identifier principalement trois types de lois de comportement les plus utilisés dans la modélisation du procédé FSW, comme la loi de Johnson-Cook, la loi puissance (Norton Hoff par exemple) et la loi de Sellars-Tegart (ST). Le choix de la loi de comportement a un effet

majeur sur la réussite de la modélisation du procédé. Dans notre étude, notre choix est porté sur la loi de Sellars-Tegart. Cette loi est basée sur le critère de Zener-Hollomon :

$$Z = \bar{\epsilon} \exp\left(\frac{Q}{RT}\right) \quad \text{Eq III.6}$$

où  $Q$  représente l'énergie d'activation,  $T$  la température absolue,  $R$  la constante des gaz parfaits et  $\bar{\epsilon}$  est la vitesse de déformation équivalente.

Cette loi est couramment utilisée et elle est bien adaptée aux applications en présence de forts gradients de vitesse et de température ce qui correspond au comportement du matériau dans la zone de malaxage lors du soudage FSW. La relation de comportement quant à elle est donnée par la relation suivante :

$$\bar{\sigma}(T, \bar{\epsilon}) = S_m \left(\frac{Z(\bar{\epsilon}, T)}{A}\right)^{\frac{1}{n}} \quad \text{Eq III.7}$$

Où  $\bar{\sigma}$  représente la contrainte équivalente de von Mises.  $S_m$ ,  $A$  et  $n$  sont des constantes du matériau. Cette loi, dénommée Loi STnm, a été identifiée pour l'aluminium 7020 [Ma et al. 09]. Une forme modifiée de cette loi (Loi ST) par Sheppard et Wright [Sheppard et Wright. 79] a été identifiée pour modéliser le comportement de l'aluminium 6061 [Lammlein et al. 09], elle s'écrit sous la forme suivante :

$$\bar{\sigma}(T, \bar{\epsilon}) = \frac{1}{\alpha} \sinh^{-1} \left(\frac{Z(\bar{\epsilon}, T)}{A}\right)^{\frac{1}{n}} \quad \text{Eq III.8}$$

où  $\alpha$ ,  $A$  et  $n$  sont des constantes du matériau. Les constantes de ces deux matériaux sont données sur le tableau III.1.

Tableau III.1: paramètres des matériaux

Matériaux	$A(s^{-1})$	$\alpha(Pa^{-1})$	$Q(kJ/mol K)$	$n$	$S_m(MPa)$
AA6061-T6	8.8632e6	0.045e-6	145	3.55	
AA7020-T6	1.03e9		129	5.41	70.9

Le comportement thermo-visco-plastique considéré étant isotrope, le modèle de Perzyna permet de déterminer la viscosité dynamique  $\mu$  exprimée en (Pa.s) en fonction de la contrainte d'écoulement  $\bar{\sigma}$  et de la vitesse de déformation effective  $\bar{\epsilon}$  sous la forme suivante :

$$\mu = \frac{\sigma}{3 \dot{\epsilon}} \quad \text{Eq III.9}$$

Dans la littérature, [Hosein et al. 09] ont utilisé la loi « carreau » disponible dans le code Fluent pour modéliser le comportement de l’alliage AA6061. Cette loi est donnée par l’équation suivante :

$$\mu = \mu_{\infty} + (\mu_0 - \mu_{\infty}) \left[ 1 + \left( \bar{\epsilon} \xi \exp\left(\frac{T_a}{T}\right) \right)^2 \right]^{\frac{m-1}{2}} \quad \text{Eq III.10}$$

Où  $\mu_0$  et  $\mu_{\infty}$  sont respectivement la viscosité de la matière à l’état fluide et solide,  $\xi$  la valeur du temps relative à l’état stationnaire,  $T_a$  la température ambiante et  $m$  paramètre caractéristique du matériau. [Hosein et al. 09] et [Nandan et al. 06] ont utilisé la loi carreau et la loi de Sellars-Tegart pour AA6061. Les études proposées par ces auteurs ont démontré que la viscosité du matériau est située dans l’intervalle [ $10^5$ ;  $5 \cdot 10^7$  (Pa. s)].

Sur la figure III.4 on reporte les courbes de viscosité pour des couples (Température, vitesse de déformation équivalente ( $\bar{\epsilon}$ )) données par le tableau III.2 correspondant aux conditions thermomécaniques lors du friction-malaxage et pour les trois lois (équations 7, 8 et 10). Les courbes des lois ST et carreau sont en accord. Ces lois sont identifiées pour le même matériau. En ce qui concerne la loi STnm, elle est identifiée pour l’alliage AA7020 et présente un décalage important sur les valeurs de la viscosité. Une adaptation de la valeur du paramètre  $S_m$  a été nécessaire pour caler la réponse de cette loi aux deux autres en se référant à la zone d’adoucissement.

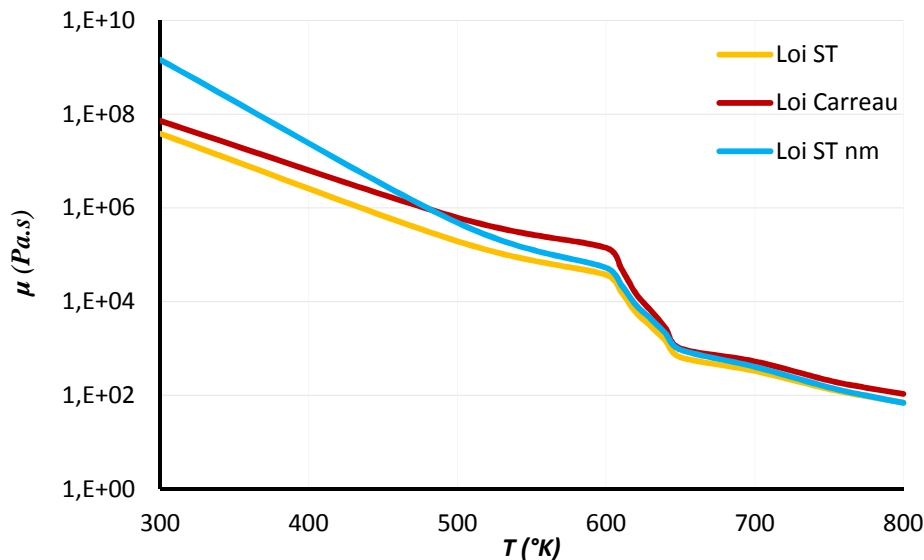


Figure III.4 : Evolution de la viscosité dynamique  $\mu$ (Pa. s) en fonction de la température et pour des couples (Température, vitesse de déformation équivalente) données par le tableau III.2 correspondant aux conditions thermomécaniques lors du friction-malaxage et pour les lois ST, STnm et carreau (Fluent).

Tableau III.2: les différents points de T et  $\bar{\epsilon}$  pour la figure III.4

T (°K)	300	500	600	610	620	630	640	650	700	750	775	800
$\bar{\epsilon}$ (s)	1	10	20	30	50	70	100	150	200	300	350	400

### III.4 Conditions aux limites

Dans ce chapitre, nous modélisons la phase stationnaire du procédé de soudage FSW avec la prise en compte du couplage thermomécanique. Nous avons donc deux types de conditions aux limites : mécaniques et thermiques.

Pour une configuration de soudage donnée, on peut illustrer les deux types de conditions aux limites:

Conditions aux limites mécaniques : l'avance de l'outil est remplacée par une condition aux limites sur la face d'entrée où une vitesse égale à la vitesse de soudage ( $v_a$ ) est imposée. Au niveau du pion et de l'épaulement, un contact collant est considéré. Pour modéliser des conditions de contact glissant, la vitesse de la matière  $\omega_m$  est strictement inférieure à la vitesse de l'outil  $\omega$  ( $\frac{\omega_m}{\omega} = \delta$ ) ; le paramètre  $\delta$  définit la part de glissement entre l'outil et la matière [Schmidt et al. 04], [Nandan et al. 06] et [Hosein et al. 09]. Les deux facettes latérales ont la même vitesse que celle de soudage dans le sens d'écoulement et une vitesse nulle perpendiculairement à celles-ci. A la sortie, on suppose qu'il y a conservation de matière.

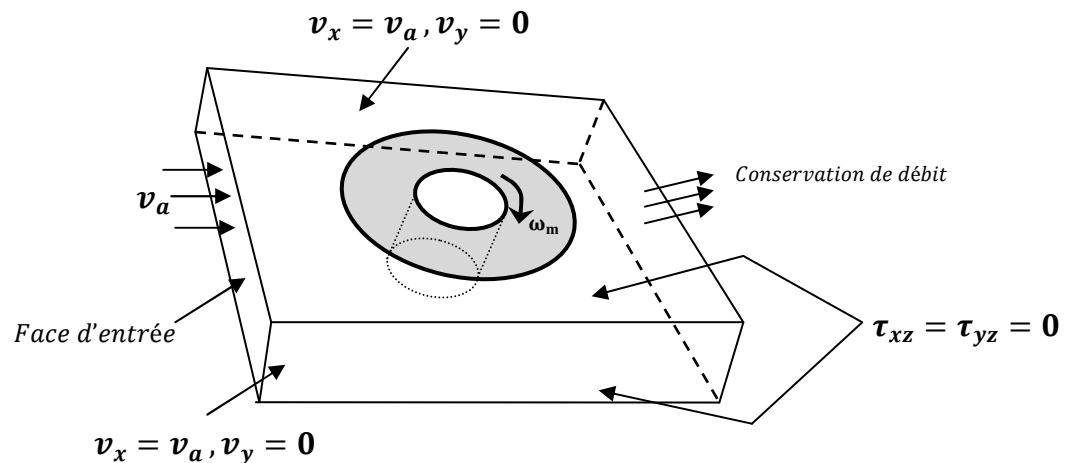


Figure III.5 : Types des conditions aux limites mécaniques dans une configuration FSW

Conditions aux limites thermiques, Les modes d'échanges entre les pièces à souder et le milieu extérieur devront dépendre de la nature des liaisons et des conditions de maintiens des

pièces. Ces modes sont définies en considérant les particularités de configuration illustrées par la figure ci-dessous:

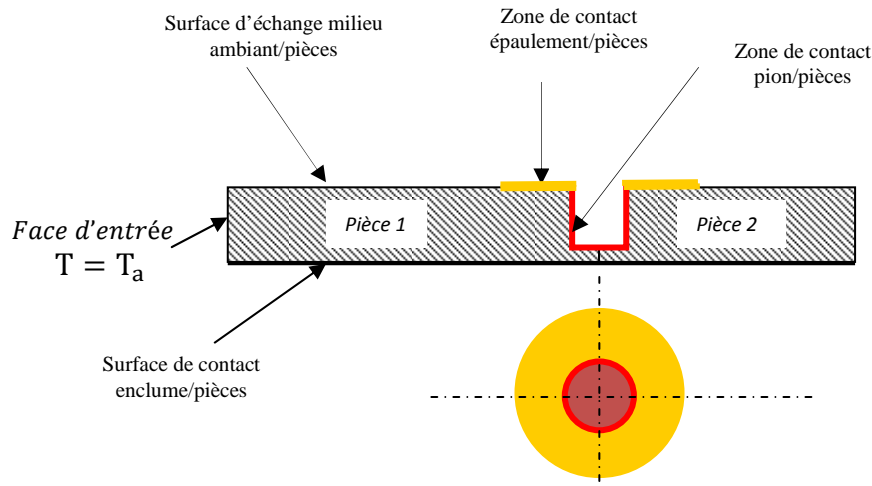


Figure III.6: Vue en coupe des surfaces d'échanges des pièces avec le milieu extérieur pour représenter les conditions aux limites thermiques.

Trois types de conditions aux limites thermiques sont utilisés : Neumann, Dirichlet et Newton.

**Au niveau des surfaces d'échange milieu ambiant/pièces**, on adopte une condition aux limites mixte de type Newton ( $h_c = 20 \text{ W/m}^2\text{K}$ ) et rayonnement au niveau de la surface supérieure des pièces (Eq III.11), et une condition aux limites de type Newton ( $h_c = 20 \text{ W/m}^2\text{K}$ ) pour les surfaces latérales et de sortie.

**Au niveau de la Surface de contact enclume/pièces**, une condition aux limites de type convection est considérée. Le coefficient d'échange de  $100 \text{ W/m}^2\text{K}$  et la température de référence  $T_a = 100^\circ\text{C}$  sont adoptés.

$$-\lambda \frac{\partial T}{\partial z} = h_c(T - T_a) + h_r(T^4 - T_a^4) \quad \text{Eq III.11}$$

où  $h_c$  représente le coefficient d'échange thermique et  $h_r = \sigma_r e_r$  avec  $\sigma_r$  la constante du Stefan- Boltzmann ( $\sigma_r = 5,67 \cdot 10^{-8} \text{ Wm}^{-2}\text{K}^{-4}$ ) et  $e_r$  l'émissivité de l'aluminium est égale à 1. La matière entre dans les plaques à la température ambiante  $T = T_a$ .

**Les flux de chaleur surfaciques concernent les interfaces de contact dans le cas glissant entre épaulement/pièces et pion/pièces** et sont exprimés en fonction de la puissance surfacique due au frottement:

- (i) Le contact épaulement/pièces est une surface circulaire creuse de petit rayon  $R_p$  et de grand rayon  $R_s$ . La condition de transfert en tout point de cette surface, s'écrit selon Neumann :

$$-\lambda \left. \frac{\partial T}{\partial z} \right|_{z=z_{max}} = J|Q(r, \alpha)| \quad \text{Eq III.12}$$

où  $Q(r, \alpha)$ , qui est donnée par l'équation III.13, représente la puissance surfacique, due à l'épaulement, issue d'un calcul simple basé sur le modèle de Coulomb. Le modèle de Coulomb nous permet de calculer le flux de chaleur surfacique en fonction de  $v_a$ ,  $N$  et  $F_z$ ,

$$\begin{aligned} \text{avec } Q(r, \alpha) &= -fP_s(\omega^2 r^2 + v_a^2 + 2v_a \omega r \sin \alpha)^{0.5} \\ \text{où } R_p &\leq r \leq R_s \quad \text{et } 0 \leq \alpha \leq 2\pi \end{aligned} \quad \text{Eq III.13}$$

$f$  est un coefficient de frottement pris égal à 0.4 [Hamilton et al. 08] et  $P_s$  représente la pression exercée par l'épaulement sur la matière, considérée uniforme sur toute la surface de contact.  $J$  est un paramètre de partage de la source de chaleur due au frottement entre l'outil et les pièces. La part diffusée dans les pièces a pour expression en fonction des effusivités des pièces et de l'outil :

$$J = \frac{(\sqrt{\rho \lambda C_p})_{pièces}}{(\sqrt{\rho \lambda C_p})_{pièces} + (\sqrt{\rho \lambda C_p})_{outil}} \quad \text{Eq III.14}$$

- (ii) Le contact pion/pièces est réalisé avec la surface d'attaque du pion, celle-ci est équivalente à la moitié avant de la surface latérale du pion (figure III.7) : le flux radial peut être décomposé en deux termes :

$$-\lambda \left. \frac{\partial T}{\partial x} \right|_{r=R_p} = J|Q(\alpha)| \cos \alpha \quad \text{Eq III.15}$$

$$-\lambda \left. \frac{\partial T}{\partial y} \right|_{r=R_p} = J|Q(\alpha)| \sin \alpha \quad \text{Eq III.16}$$

$$\text{avec } Q(\alpha) = P_0 \cos \alpha^2 (-f(\omega R_p - v_a \sin \alpha) - v_a \cos \alpha) \quad \text{Eq III.17}$$



$$\text{avec } \frac{-\pi}{2} \leq \alpha \leq \frac{\pi}{2}$$

$Q(\alpha)$  représente la puissance surfacique, due au front d'attaque du pion et  $P_0$  la pression maximale portée par l'avance de l'outil calculée en fonction de la force d'avance ( $F_x = 0.6kN$ ) et au niveau de la surface de dessous du pion, le flux de chaleur est considéré nulle.

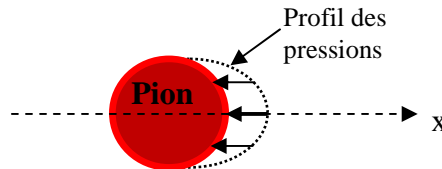


Figure III-7: Distribution des forces surfaciques s'exerçant sur le pion.

### III.5 Discrétisation spatiale

Pour résoudre les équations de continuité, de quantité de mouvement et de l'énergie, Fluent emploie la méthode des volumes finis.

Le comportement d'une particule fluide peut être illustré en considérant, dans un cas stationnaire, l'équation de conservation d'une quantité scalaire  $\phi$  :

$$\frac{\partial}{\partial x_i} (\rho v_i \phi_j) = \frac{\partial}{\partial x_i} \left( \Gamma \frac{\partial \phi_j}{\partial x_i} \right) + S_j \quad \text{Eq III.18}$$

avec  $\phi$  : variable générale (vitesse, température...),  $\Gamma$ : coefficient de diffusion et  $S_j$  : terme source.

Le terme source dans l'équation de quantité de mouvement est exprimé comme suit:

$$S_{vj} = -\frac{\partial p}{\partial x_j} + \mu \frac{\partial}{\partial x_i} \left( \frac{\partial v_j}{\partial x_i} \right) \quad \text{Eq III.19}$$

et dans l'équation de l'énergie, ce terme s'écrit sous la forme :

$$S_h = q_s \frac{A}{V} + q_v \quad \text{Eq III.20}$$

où le terme  $(q_s \frac{A}{V})$  représente la source surfacique au niveau de contact Pion/pièces, considérée négligeable dans notre étude. Le terme source est nul pour l'équation de continuité.

Ces équations sont discrétisées par la méthode des volumes finis ou les plaques sont subdivisées en petits volumes de contrôle (VC) rectangulaires. Le type et la qualité du maillage sont discutés dans chaque cas de géométrie étudiée. Les bilans de masse, d'énergie et de quantité de mouvement sont effectués sur ces petits volumes. L'avantage de cette méthode est que tout ce qui sort d'un volume, rentre dans un autre, donc elle est conservative. Chaque équation continue est intégrée sur chaque VC puis le théorème de Green-Ostrogratsky est utilisé afin de transformer certaines intégrales de surface en intégrales de volume. A chaque volume de contrôle VC sont définies les variables scalaires mis en jeu par les équations.

Le maillage est réalisé à l'aide du préprocesseur Gambit puis chargé dans le processeur Fluent afin d'obtenir la forme discrète des équations du problème étudié. Le système d'équations algébriques obtenu est alors résolu par un schéma implicite. Les valeurs des variables sont considérées homogènes dans chaque volume de contrôle, les variables de convection sur les facettes d'un VC  $\phi_f (\phi_e, \phi_w, \phi_n \text{ et } \phi_s)$  doivent donc être calculées par interpolation à partir des valeurs au centre des mailles  $(\phi_P, \phi_E, \phi_W, \phi_N \text{ et } \phi_S)$ , (voir figure III.8 cas 2D). Ces interpolations peuvent être effectuées suivant un schéma de type « amont » (*upwind* en anglais) ; les flux  $\phi_f$  sont calculés à partir des valeurs de  $\phi$  dans la cellule placée en amont par rapport à la direction de la vitesse normale à la face de la maille. Les schémas de type amont existant dans Fluent sont : premier ordre, second ordre, QUICK et la loi de puissance. Dans la section suivante nous expliquerons le schéma de discrétisation employé dans notre étude (schéma de second ordre) pour calculer le gradient sur chaque face de la maille.

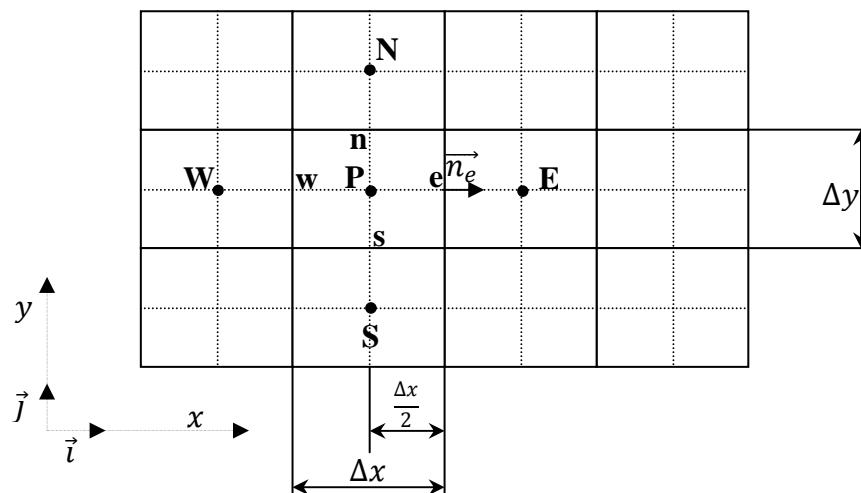


Figure III.8: Volume de contrôle typique dans le cas d'un maillage 2D structuré

### Schéma amont deuxième ordre

Quand le schéma amont de second ordre est utilisé, la valeur du flux sur la face  $\phi_f$  est calculée en utilisant l'expression suivante:

$$\phi_f = \phi + \nabla\phi \Delta\vec{s} \quad \text{Eq III.21}$$

$\phi$  et  $\nabla\phi$  sont respectivement, la valeur dans le centre de la cellule et son gradient évalués dans la cellule amont.  $\Delta\vec{s}$  est le vecteur de position allant du centroïde de la cellule au centroïde de la face.

Le gradient  $\nabla\phi$  doit être calculé en fonction des valeurs sur les facettes d'une cellule ; il a comme expression :

$$\nabla\phi = \frac{1}{V} \sum_1^{n \text{ faces}} \phi_f A_f \quad \text{Eq III.22}$$

$V$  et  $A_f$  désignent respectivement le volume d'une cellule et l'aire d'une face. Le développement de  $\nabla\phi \Delta\vec{s}$  donne :

$$\nabla\phi \Delta\vec{s} = \frac{1}{4} (\phi_E - \phi_W) \quad \text{Eq III.23}$$

et par suite l'application de l'équation III.21 dans le cas illustré sur la figure III.8 et sur la face  $e$  donne:

$$\phi_e = \phi_P + \frac{1}{4} (\phi_E - \phi_W) \quad \text{Eq III.24}$$

Ensuite, il est nécessaire d'évaluer le terme de diffusion afin d'écrire l'équation algébrique correspondante à celle donnée par Eq III.18. Pour calculer ce terme diffusif, Fluent utilise un schéma de discrétisation du type centré second ordre. L'expression de ce terme dans le cas de la figure III.8 et sur la face  $e$ :

$$\Gamma_e (\nabla\phi)_e = \Gamma_e \frac{(\phi_E - \phi_P)}{\Delta x} \Delta y \quad \text{Eq III.25}$$

En introduisant les deux équations précédentes dans l'équation générale III.21, on aboutit ainsi à une équation linéaire de la forme:

$$a_p \phi_p = \sum_{nb} (a_{nb} \phi_{nb}) + S_\phi \Delta V \quad \text{Eq III.26}$$

Où  $\phi$  est la variable générale comme la vitesse ou la température.  $a_p$  et  $a_{nb}$  sont les coefficients de linéarisation pour  $\phi_p$  et  $\phi_{nb}$ .  $nb$  est un indice qui indique les cellules voisines.  $\Delta V$  est la mesure d'un volume de contrôle.

Cette équation Eq III.26 est écrite pour chaque cellule du maillage et pour chaque équation de conservation. A la fin, on aboutit à un système d'équations algébriques qui peut être résolu en appliquant la méthode itérative implicite de Gauss-Siedel couplée à une méthode multi-grille algébrique (AMG) proposée par [Hutchinson et al. 90].

Afin de résoudre les équations du problème, il faut connaître un certain nombre de paramètres. Par exemple pour évaluer les valeurs de  $\phi$  et de son gradient à la face d'une cellule, les propriétés physiques et le vecteur vitesse au centre des cellules devront être connus. Par contre les valeurs de la vitesse et la pression au centre des mailles ne sont pas connues. Pour résoudre ce problème, Fluent utilise un algorithme itératif basé sur l'incompressibilité des équations de la dynamique ( $\frac{\partial v_i}{\partial x_i} = 0$ ). Cet algorithme consiste à supposer une valeur pour la pression, grâce à laquelle on prédit la vitesse ; la vitesse obtenue est introduite dans l'équation de continuité qui ne contient pas explicitement le champ de pression. Si la continuité est vérifiée on arrête les itérations et on passe à l'équation suivante (énergie, etc) sinon, on recommence les itérations. Pour ce faire, Fluent dispose d'un algorithme "SIMPLE" qui utilise une relation entre la vitesse et la pression et en assurant le respect de l'équation de continuité. Une explication détaillée de l'algorithme SIMPLE est proposée dans la section suivante.

Le coefficient scalaire  $a_p$  en un point  $p$  est défini en fonction des coefficients des points voisins :

$$a_p = \sum_{nb} a_{nb} - S_p \Delta V \quad \text{Eq III.27}$$

Il reste à voir comment évaluer les variables scalaires au niveau des conditions aux limites. On considère que la vitesse est connue au niveau des surfaces de bord des plaques de soudage et on discute la valeur de la température au niveau des deux surfaces de contact avec l'épaulement ( $z = z_{max}$ ) et de dessous ( $z = 0$ ). On réécrit l'équation de Neumann au niveau de l'interface outil/plaque à souder :

$$\lambda \left. \frac{\partial T}{\partial z} \right|_{z=z_{max}} = q_s(x, y) \quad \text{Eq III.28}$$

L'intégration de cette équation sur une cellule (VC) au niveau de l'interface de contact donne la solution de  $T_{i,j,k_{max}}(x, y)$  à  $z = z_{max}$ :

$$T_{i,j,k_{max}} = T_{i,j,k_{max}-1} + \frac{q_s(x,y) \Delta z}{\lambda_{i,j,k_{max}}} \quad \text{Eq III.29}$$

avec  $\lambda_{i,j,k_{max}}$  la conductivité thermique à la face  $z = z_{max}$ .

La température à la face de dessous des plaques est donnée par

$$\lambda \left. \frac{\partial T}{\partial z} \right|_{z=0} = h_{ps}(T - T_a) \quad \text{Eq III.30}$$

L'intégration de cette équation sur un volume de contrôle de la face de dessous pour  $k = 1$  donne la solution  $T_{i,j,1}(x, y)$  tel que,

$$T_{i,j,1} = \frac{\frac{\lambda_1}{\Delta z} T_{i,j,2} + h_{ps} T_a}{\frac{\lambda_1}{\Delta z} + h_{ps}} \quad \text{Eq III.31}$$

$T_{i,j,k_{max}-1}$  et  $T_{i,j,2}$  sont calculée en fonction de l'équation III.29.  $h_{ps}$  représente le coefficient d'échange thermique à l'interface plaques/plaque-support,  $\lambda_1$  est la conductivité du matériau dans la cellule numéro 1 et  $T_a$  la température ambiante.

### III.6 Algorithme de résolution

L'algorithme SIMPLE (Semi-Implicit Method for Pressure-Linked Equations) permet de résoudre le système d'équations discrétisées [Patankar 72]. C'est l'algorithme par défaut dans Fluent, il utilise une méthode itérative pour calculer les pressions. Cet algorithme utilise une relation de correction entre la vitesse et la pression pour imposer la conservation de débit, puis obtenir le champ de pression.

Les étapes essentielles constituant l'algorithme SIMPLE sont les suivantes :

1. Supposer un champ de pression initial :  $p^*$
2. Résoudre les équations de quantité de mouvement pour obtenir les champs de vitesses  $v^*$
3. Résoudre l'équation de la correction de pression  $p'$
4. Corriger la pression puis corriger les vitesses:

$$\begin{aligned} p &= p^* + p' \\ v &= v^* + v' \end{aligned}$$

Pour éviter d'apporter des corrections trop grandes à ces grandeurs et ainsi diminuer les risques de divergence du calcul, les équations précédentes deviennent :

$$p = p^* + \alpha_p p'$$

$$v = v^* + \alpha_v v'$$

avec  $\alpha_p$  et  $\alpha_v$  sont deux facteurs de sous relaxation pour accélérer la convergence. Ils vérifient l'équation suivante :

$$\alpha_p + \alpha_v = 1$$

6. La pression trouvée  $p$  est considérée comme une nouvelle pression  $p^*$  estimée et recommencer à partir de l'étape 2 jusqu'à atteindre la convergence de la solution.

7. Une fois l'équation de continuité vérifiée, résoudre l'équation discrète de l'énergie.

### III.7 Résultats numériques

#### III.7.1 Qualité de maillage

Dans cette section, on propose d'étudier dans un premier temps quelques cas de simulation du procédé FSW pour tester le modèle numérique proposé avec différents paramètres et conditions aux limites et dans un deuxième temps on propose une validation qualitative avec les résultats expérimentaux discutés dans le chapitre 2.

L'ensemble des résultats concernent les aspects thermiques et mécaniques du modèle proposé. En ce qui concerne la validation expérimentale, six jeux de paramètres procédés sont utilisés dans les calculs ; ces mêmes paramètres concernent les essais de soudage avec feuillard présentés dans le chapitre 2. La vitesse de rotation et la vitesse de soudage sont introduites comme des conditions aux limites mécaniques. Nous avons étudié deux cas limites concernant les conditions de contact entre l'outil et les plaques à souder. Un cas glissant et un cas collant. Dans le cas glissant, l'effet de la force de forgeage est pris en compte dans une condition aux limites thermique où un flux de chaleur surfacique est considéré. Les différentes configurations de soudage utilisées sont données dans le tableau III.3 et les caractéristiques physiques du matériau (AA7020) sont présentées dans le tableau III.4. Les dimensions des tôles sont 280.130.4 mm, l'outil utilisé est l'outil cylindrique présenté dans le chapitre 2.

Tableau III.3 : Paramètres opératoires pour le soudage de l'AA7020

Cas de soudage	Cas3	Cas8	Cas10	Cas11	Cas12	Cas13
Vitesse d'avance (mm/mn)	100	100	500	500	900	900
Vitesse de rotation (tr/mn)	300	600	600	900	900	1620
Effort de pression (kg)	750	600	1100	900	1200	750

Tableau III.4 : Caractéristiques physiques du matériau AA720

Masse volumique ( $\text{kg/m}^3$ )	Conductivité thermique ( $\text{W/mK}$ )	Chaleur massique ( $\text{J/kgK}$ )
2780	140	920

Pour vérifier la robustesse du modèle numérique proposé, une étude de sensibilité au maillage a été effectuée. Afin d'accélérer la convergence de l'algorithme, un maillage structuré est proposé. Nous avons étudié cinq cas de maillage différents, nous montrons sur la figure III.9 deux cas de maillages les plus fins (maillages 4 et 5) ; pour une question de lisibilité, seule une partie du maillage autour de l'outil est présentée. Nous analysons l'effet de la finesse du maillage sur les résultats numériques.

Dans cette première discussion, le contact entre l'outil et les plaques soudées est considéré collant. Les conditions aux limites mécaniques adoptées sont présentées dans la section III.2.3. Au niveau de l'outil, la matière tourne avec la même vitesse de ce dernier  $\omega = \omega_m$ , l'échange thermique est considéré adiabatique à l'interface outil/plaque et les autres conditions aux limites restent les mêmes, le coefficient d'échange thermique à l'interface plaque/plaque-support est  $h = 100\text{W/m}^2\text{K}$ . La source de chaleur est due uniquement à la dissipation plastique.

Nous présentons les résultats des deux calculs (figure III.9) pour un cas de simulation simple avec les paramètres de soudage donnés pour le cas 10 du tableau III.3.

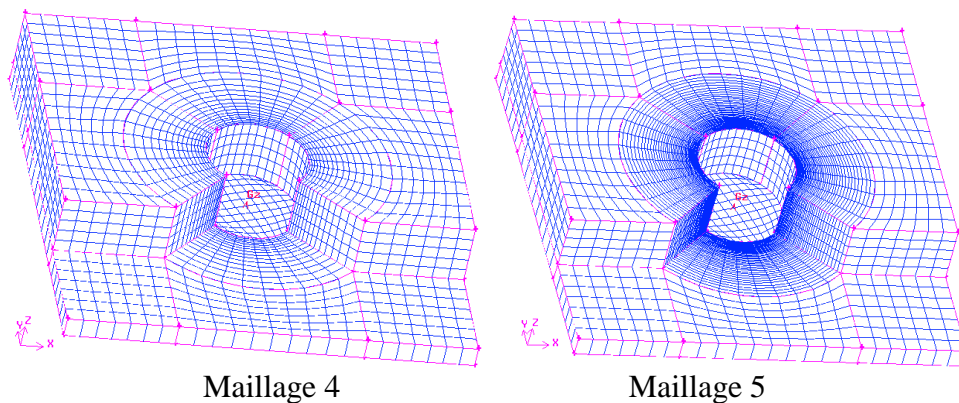


Figure III.9: Maillages utilisés dans la zone proche de l'outil de soudage

La température maximale et la vitesse de déformation équivalente maximale ainsi que la vitesse de déformation équivalente moyenne sont reportées dans le tableau III.5. On remarque que la finesse de maillage n'influe pas beaucoup sur le champ thermique pour ces deux cas; le niveau de la température maximale ne varie pas beaucoup même si le maillage est 3 fois plus dense dans la zone de l'outil. De point de vue mécanique, lorsque le maillage est très fin (maillage numéro 5), la vitesse de déformation maximale augmente de façon importante

localement au niveau du pion (figure III.10) mais sa valeur moyenne reste constante à partir du maillage numéro 4 (figure III.11).

Tableau III.5 effet de la qualité de maillage sur le résultat thermomécanique

Résultats	maillage 4	maillage 5
$T_{max}$ (K)	942	932
$\bar{\epsilon}_{max}$ ( $s^{-1}$ )	643	889
$\bar{\epsilon}_{moy}$ ( $s^{-1}$ )	78,5	78,8

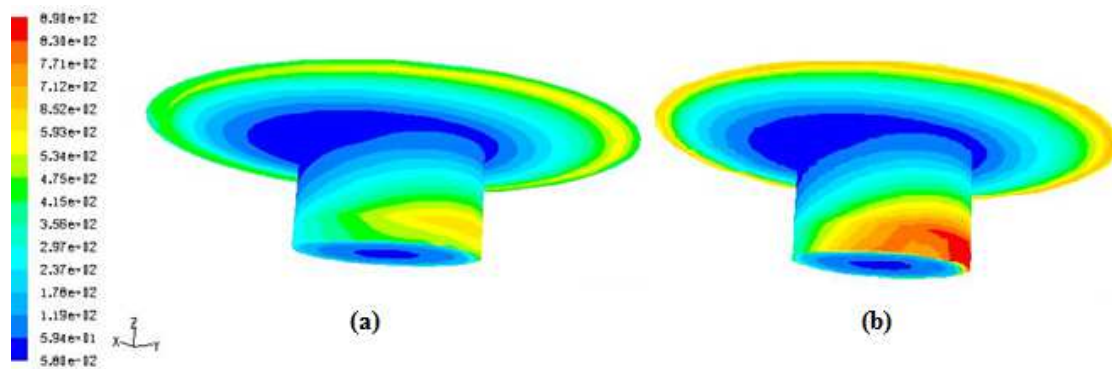


Figure III.10 : Distribution de la vitesse de déformation équivalente ( $\bar{\epsilon}$  ( $s^{-1}$ )) pour deux cas de maillage : (a) cas 4 et (b) cas 5.

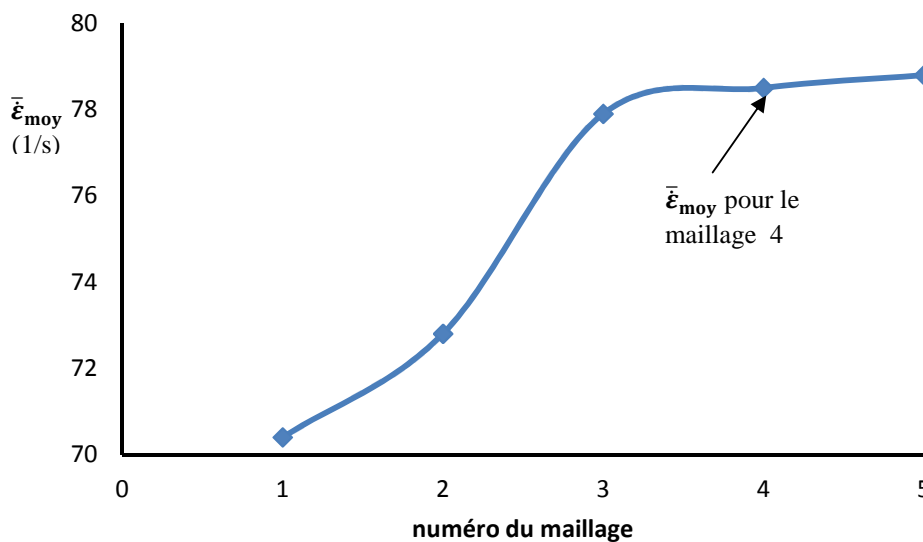


Figure III.11 : Vitesse de déformation équivalente en fonction de la densité de maillage



Dans la suite de ce chapitre, le maillage 4 est utilisé dans les différentes simulations du procédé. Les résultats thermiques donnés par les figures III.13, III.14 et III.15 concernent les lignes montrées sur la figure III.12.

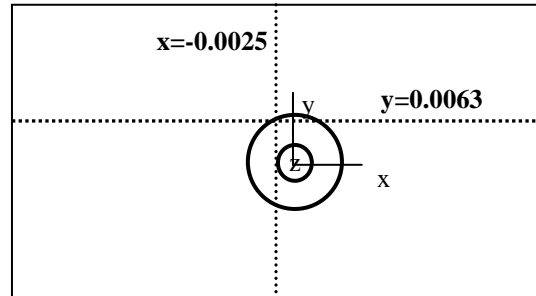


Figure III.12 : Les lignes choisies pour tracer les champs thermiques

La figure III.13 représente la distribution de la température dans la direction transverse au plan de jonction de la soudure et pour 3 valeurs de la vitesse de rotation (390, 600 et 900  $tr/mn$ ) à vitesse de soudage constante (500  $mm/mn$ ). On remarque sur cette figure que la température maximale augmente avec la vitesse de rotation et que la symétrie par rapport au plan (x, z) est brisée par la rotation de l'outil. La figure III.14 montre l'évolution de la température suivant l'axe de jonction de la soudure pour ces trois vitesses de rotation. Nous constatons globalement que les tendances sont bonnes et en conformité avec nos attentes concernant le lien entre le champ de température et la vitesse de rotation par contre le niveau de température peut paraître assez élevé pour le procédé FSW. Ce niveau de température peut être expliqué par différents paramètres, parmi lesquels on pense à l'échange thermique entre les plaques à souder et le milieu environnant. En effet, au niveau des surfaces exposées à l'air libre un coefficient d'échange thermique traduit la perte d'énergie au niveau de ces surfaces et la valeur communément admise est d'environ  $h = 20 W/m^2K$ . Par contre, au niveau des surfaces de contact entre les plaques à souder et la plaque-support ou l'outil, on ne peut pas estimer facilement la quantité d'énergie évacuée. Nous avons réalisés des calculs avec différentes valeurs de  $h$  au niveau de l'interface plaques à souder et plaque-support et pour une seule configuration de soudage. Les résultats de cette étude sont reportés sur la figure III.15. Cette figure montre la diminution du profil de température avec l'augmentation de  $h$  ce qui permet de ramener la température à un niveau plus réaliste. Dans la littérature, différentes valeurs du paramètre  $h$  sont choisies selon les auteurs allant de 100  $W/m^2K$  à quelques milliers. Une étude approfondie sur ce point est proposée dans le chapitre suivant.

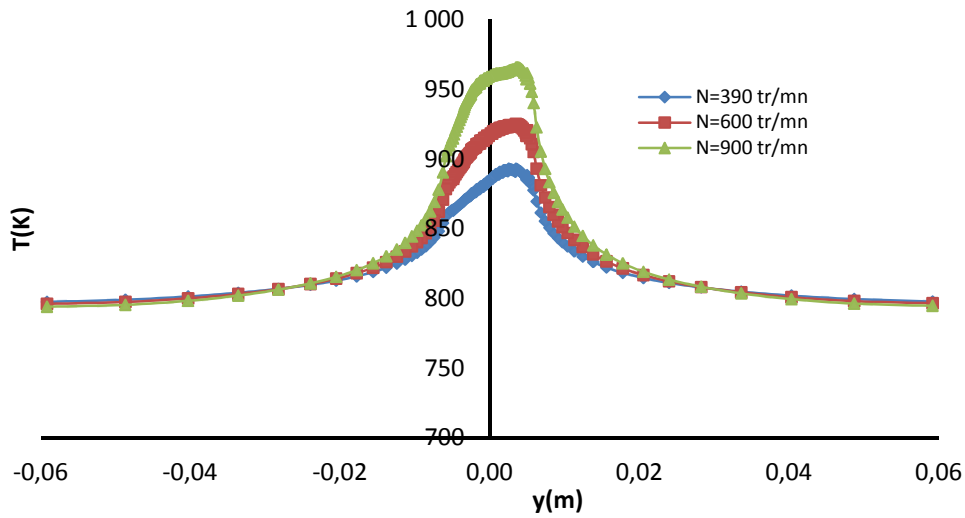


Figure III.13 : Evolution de la température suivant l'axe perpendiculaire à l'axe de soudure à  $x = -0,0025m$  et  $z = 0,004m$  pour différentes valeurs de vitesses de rotation à vitesse de soudage constante ( $500mm/mn$ ).

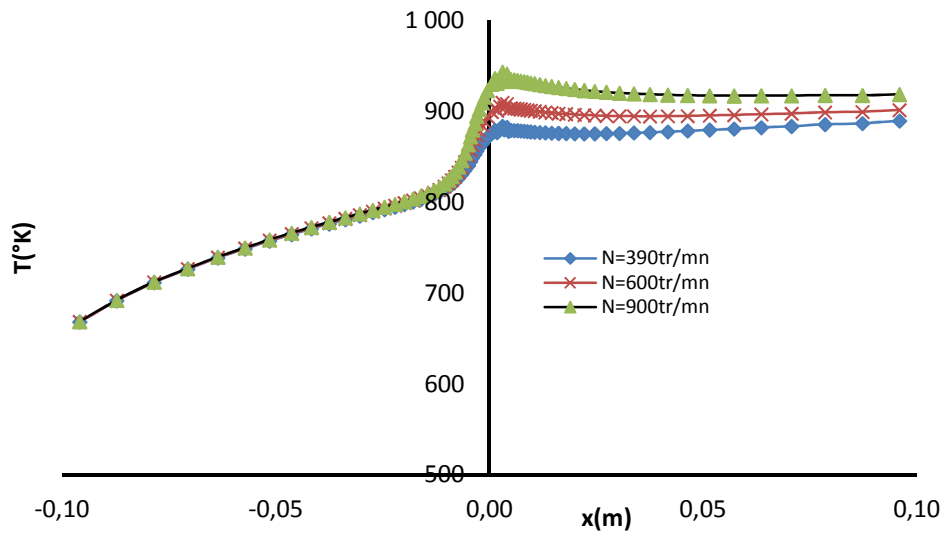


Figure III.14 : Evolution de la température suivant l'axe colinéaire à l'axe de soudure à  $y = 0,0063m$  et  $z = 0,002m$  pour différentes valeurs de vitesses de rotation à vitesse de soudage constante ( $500mm/mn$ ).

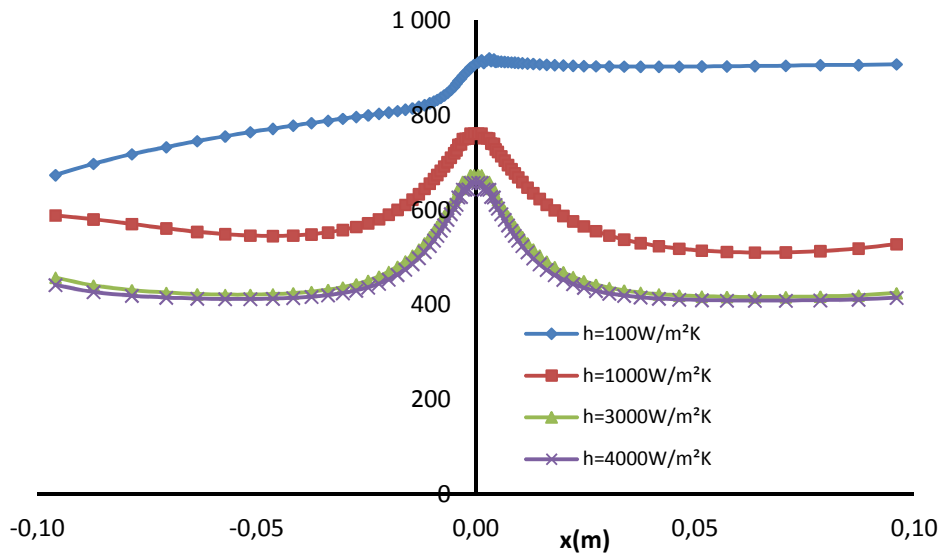


Figure III.15 : Evolution de la température suivant l'axe des abscisses à  $y=0,0063\text{m}$  et  $z=0,002\text{m}$  pour différentes valeurs de  $h$  au niveau de la surface de contact plaque/plaque-support.

Nous avons également étudié l'effet de ce coefficient d'échange thermique sur la valeur du couple de soudage. Ce couple est calculé en fonction de la puissance totale développée lors du soudage.

Dans le cas d'un contact collant la puissance totale est égale à la puissance due à la dissipation plastique ( $P_\epsilon$ ) seulement (Eq III.32).

$$P_\epsilon = \int \bar{\sigma} \bar{\epsilon} dV \quad \text{Eq III.32}$$

Le tableau III.6 présente l'évolution du couple et de la température maximale en fonction du coefficient d'échange thermique  $h$ . On remarque qu'une valeur importante de  $h$  induit la diminution de la température et l'augmentation du couple de soudage.

Tableau III.6 : Calcul de puissance, du couple et de la température pour un modèle collant et à différents coefficients d'échanges thermiques ( $h$  ( $\text{Wm}^{-2}\text{K}^{-1}$ )).

	$h=100$	$h=1000$	$h=3000$	$h=4000$
$P_\epsilon$ (W)	1378,66	1899,49	2705,46	2901,21
$C_{outil/pièces}$	21,95	30,24	43,08	46,19
$T_{max}$ (K)	942	815	743	731

Dans une deuxième discussion, on considère un contact glissant. Les conditions aux limites thermiques au niveau de l'outil sont remplacées par des conditions aux limites de types Neumann où deux flux de chaleur surfaciques sont introduits au niveau du pion et de l'épaulement. Les conditions aux limites thermiques adiabatiques ne sont plus considérées. Les équations des flux sont présentés dans la section III.4 et elles sont calculées en fonction de la contraintes de cisaillement donnée par la loi de coulomb ( $\tau = -f P_s \frac{v_g}{\|v_g\|}$ ), où  $v_g$  est la vitesse de glissement entre l'outil et la matière et  $f$  est le coefficient de frottement égal à 0.4 [Hamilton et al. 08] et [Schmidt et al. 06]. La matière tourne autour de l'outil à  $\omega_m = 0.1 \omega$ .

Le tableau III.7 donne les valeurs de la température maximale et du couple obtenus à partir du modèle glissant. Le cas d'étude est toujours le cas de soudage numéro 10 (tableau III.3). La force de forgeage  $F_z$  est introduite dans ce modèle comme troisième paramètre de soudage à travers la condition aux limites thermiques. On remarque que la température enregistrée est presque égale à celle déterminée expérimentalement en FSW ( $0,8 T_f, T_f = 801 K$ ) mais la valeur du couple est assez élevée par rapport à celle trouvée dans la littérature. Cette valeur vaut  $40 \text{ à } 80 N.m \pm 10$  pour le cas du soudage de l'aluminium AA7020 d'épaisseur 3 à 6mm selon [Zimmer 10] et [Peel et al. 06].

Dans le cas d'un contact glissant la puissance totale est la somme de la puissance due à la dissipation plastique ( $P_\varepsilon$ ) et la puissance due au frottement ( $P_f$ ) (équation III.33).

$$P_t = P_\varepsilon + P_f \quad \text{Eq III.33}$$

avec la puissance due au frottement calculée par l'équation suivante :

$$P_f = \int \tau v_g dS \quad \text{Eq III.34}$$

où  $\tau$  représente la contrainte de cisaillement,  $v_g$  la vitesse de glissement et  $dS$  est un élément de surface à l'interface d'interaction outil/tôles.

Le couple appliqué par l'outil de soudage sur le matériau  $C_{\text{outil/pièces}}$  est déterminé par la relation suivante:

$$C_{\text{outil/pièces}} = \frac{P_t}{\omega} \quad \text{Eq III.35}$$

Tableau III.7 : Calcul de puissance, du couple et de la température pour un modèle glissant.

Contact glissant (h=100)	
$P_{\varepsilon}(W)$	4027,618
$P_f(W)$	4766,52
$P_{tt} = P_{\varepsilon} + P_f$	8794,138
$C_{outil/pièces}$	140,03
$T_{max}(K)$	646

Dans le but d'examiner les différentes approches utilisées dans la modélisation du procédé de soudage par friction et malaxage, nous avons tenté de confronter deux démarches avec deux modèles extrêmement différents. Bien que les écarts entre les deux modèles restent relativement élevés, nous pensons que des améliorations du modèle glissant peuvent être apportées. Elles concernent les conditions aux limites et les caractéristiques tribologiques liés au contact outil de soudage/pièces.

### III.7.2 Cycles thermiques et écoulement de la matière

La vitesse de soudage, la vitesse de rotation de l'outil, la force de forgeage et la géométrie de l'outil sont les principaux paramètres qui contrôlent la qualité du joint lors du soudage FSW. Les champs thermomécaniques dépendent fortement de ces paramètres procédés. Les effets de ces paramètres sur la température de pic et sur la morphologie du joint sont discutés dans cette section. On essaye de comprendre les flux de matière étudié expérimentalement dans le chapitre 2 en comparant la trajectoire des particules de cuivre aux lignes de courant. L'observation concerne la surface de contact avec l'épaulement et en pied de soudure. Les défauts apparaissant en pied de soudure sont interprétés à la fin de cette section. Les résultats numériques concernent le modèle glissant.

#### III.7.2.1 Cycles thermiques

Le tableau III.8 présente la température maximale calculée en fonction de la vitesse d'avance, la vitesse de rotation et l'effort de forgeage. Nous utilisons le terme  $NF_z$  qui représente en quelque sorte la puissance fournie par l'outil. Une analyse sur l'influence de la vitesse d'avance a été effectuée. Elle montre qu'elle n'a pas beaucoup d'influence sur la température maximale calculée. Cette analyse est valable dans la plage des vitesses d'avance habituellement utilisées dans le procédé de soudage. Par contre, une augmentation du rapport  $NF_z$  entraîne une augmentation de la température et cette augmentation est modérée pour de grandes vitesses d'avance.

Tableau III.8 : Température de pic en fonction des cas de soudage

Cas de soudage	Cas3	Cas8	Cas10	Cas11	Cas12	Cas13
$v_a$ (mm/mn )	100	100	500	500	900	900
$NF_z$	225	360	660	810	1080	1220
$T_{max}$ (K)	526	619	609	646	682	702

### III.7.2.2 Ecoulement de la matière : confrontation avec les résultats expérimentaux

Dans cette section, on se propose d’analyser l’écoulement de matière dans le cordon de soudure. Cet écoulement servira à la compréhension des résultats expérimentaux présentés dans le chapitre 2.

L’observation macrographique effectuée dans le chapitre 2, montre des caractéristiques importantes dans le cordon de soudure :

1. Les lignes de types ‘‘Slants’’ se trouvent en différentes positions par rapport à la ligne centrale du joint. On présente ici les 3 cas de soudage (3, 8 et 10), voir figure III.16.
2. Les particules de cuivres changent de direction au cours du soudage dans la partie située au pied de soudure. Elles sont situées en (AS) puis en (RS) après une certaine distance d’avancement de l’outil.
3. Les particules d’une ligne placée au milieu du joint avant le soudage font des contournements autour de l’outil avant qu’elles s’installent en AS, par contre une ligne décalée de 2mm du centre de l’outil est légèrement influencée par la rotation de l’outil.

Les remarques présentées concernent les deux outils (outil avec méplats et outil à pion cylindrique). Les résultats issus de la modélisation du procédé permettent d’expliquer ces phénomènes dans le cas d’un outil à pion cylindrique.

On détaille les trois points dans le paragraphe suivant.

- (1) L’analyse et la comparaison entre les macrographies (3), (8) et (10) (figure III.16) sont effectuées expérimentalement dans le chapitre 2 (section II.4.2.2). Dans cette partie, on essaye de comprendre les phénomènes d’écoulement établis par les particules de cuivre en analysant les vecteurs vitesses et les lignes de courant pour chaque cas de soudage.

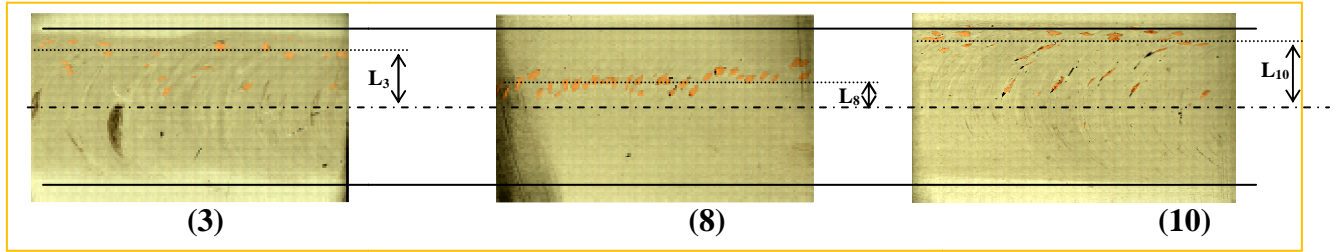


Figure III.16 : Les lignes de type "Slant" et leurs positions par rapport à la ligne centrale.

Si on analyse les macrographies (3) et (8), la distance ( $L_3$ ) est plus grande que ( $L_8$ ). Entre (3) et (8) la vitesse de rotation est doublée ce qui fait augmenter la température et par suite baisser la viscosité du matériau et localiser la déformation plastique. Cela a pour conséquence que les particules de cuivre sont entraînées plus loin du joint de soudure dans le cas 3 et moins dans le cas 8. Ceci est confirmé par les résultats numériques de la figure III.17 qui présente une ligne de courant pour les deux cas de simulation. Ces lignes de courant sont représentées à 0.2 mm sous l'épaulement.

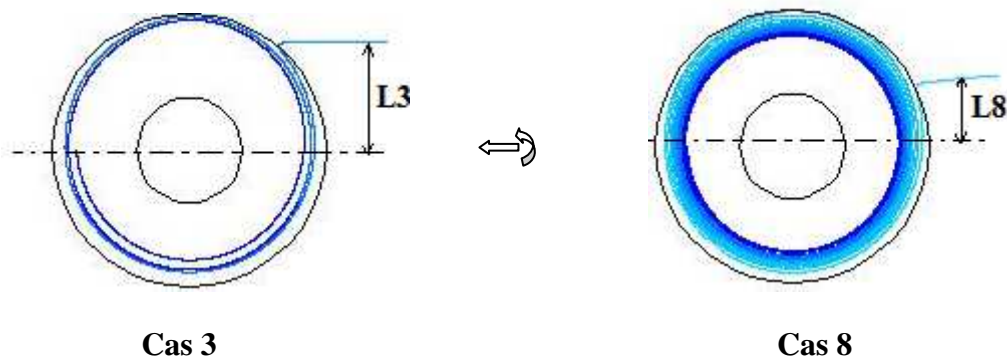


Figure III.17 : Positions des lignes de courant simulées numériquement (cas 3 et 8).

Entre les configurations (8) et (10), la vitesse d'avance est multipliée par 5, ce qui entraîne une diminution de la température d'où l'augmentation de l'effort  $F_z$  pour garder une bonne condition de soudage. Cette vitesse d'avance importante diminue la quantité de matière entraînée par l'outil du côté AS vers RS, ceci est justifié numériquement par la figure III.18. Par conséquent, les morceaux de cuivre se trouvent plus proches du pion où la matière est plus visqueuse. L'outil entraîne donc les particules de cuivre plus loin de la ligne centrale du cordon. Cette remarque est également observée par l'analyse des lignes de courant sur la figure III.19.

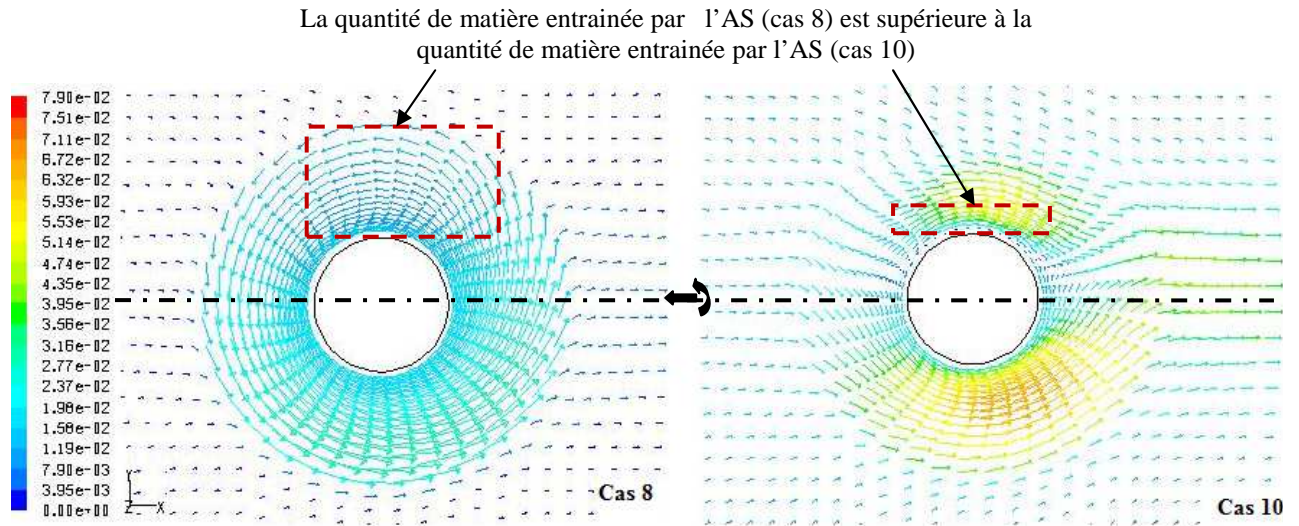


Figure III.18: Les champs de vitesse (cas 8 et 10).

La figure III.19 montre la trajectoire des lignes de courant sous l'épaule pour les cas 8 et 10. Dans le cas 10 les particules éjectées plus loin par l'outil sont celles qui passent proche du pion en RS dans la zone de rotation. Selon les trois cas, la distance  $L_i$  dépend de la taille de la zone de rotation.

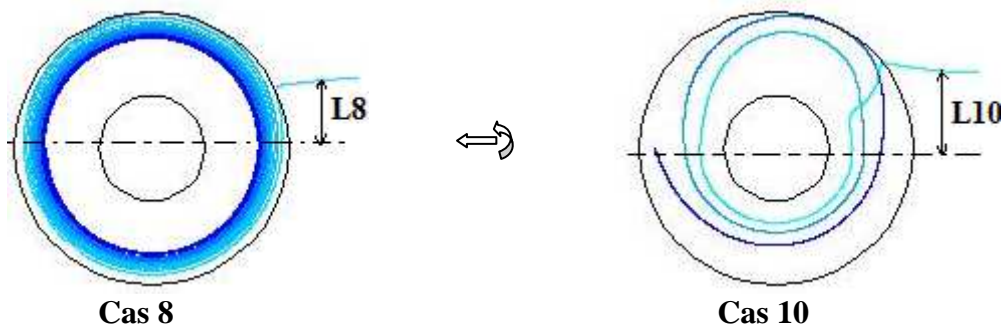


Figure III.19 : Positions des lignes de type "Slant" numériquement (cas 8 et 10).

- (2) Pour le cas de soudage 8, les particules de cuivre situées sous l'épaule s'installent finalement suivant une ligne en AS (voir macrographie 8 de la figure III.16) et certaines particules en pied de soudure s'installent au milieu du cordon de la soudure et d'autres passent du côté RS (figure III.20). Ce résultat est aussi montré numériquement par la figure III.21 où nous avons tracé les lignes de courant pour deux particules : une juste sous l'épaule et l'autre en pied de soudure.



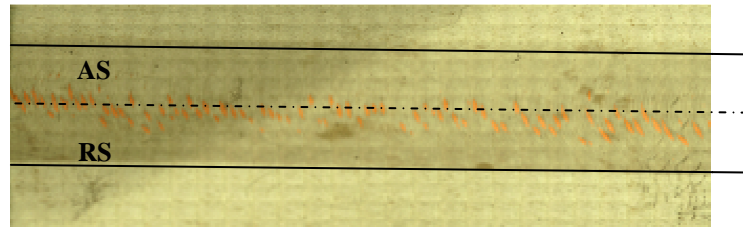


Figure III.20 : Cas de soudage 8, macrographie en pied de soudure.

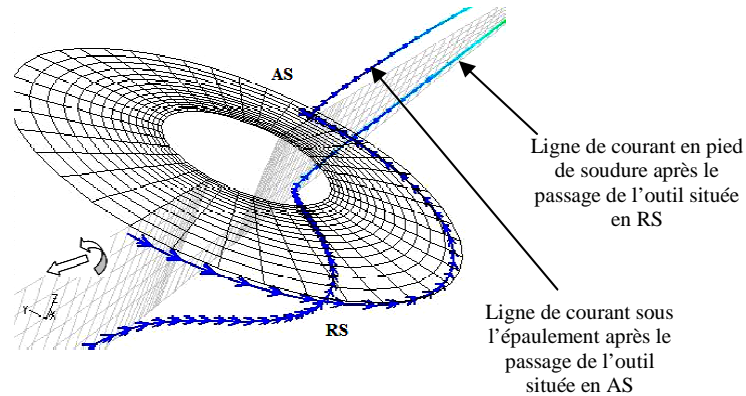


Figure III.21 : Lignes de courant sous l'épaulement et en pied de soudure, cas de soudage 8.

- (3) Dans le cas d'un feuillard placé à l'interface des pièces à souder (longitudinalement), les morceaux de cuivre peuvent faire plus d'un tour autour de l'outil (voir figure II.6 expérimentale du chapitre 2) et les morceaux issus d'un feuillard placé décalé par rapport à la ligne de symétrie ne sont entraînés par l'épaulement que très peu. Ceci est en accord avec les résultats numériques affichant les lignes de courant (figure III.22).

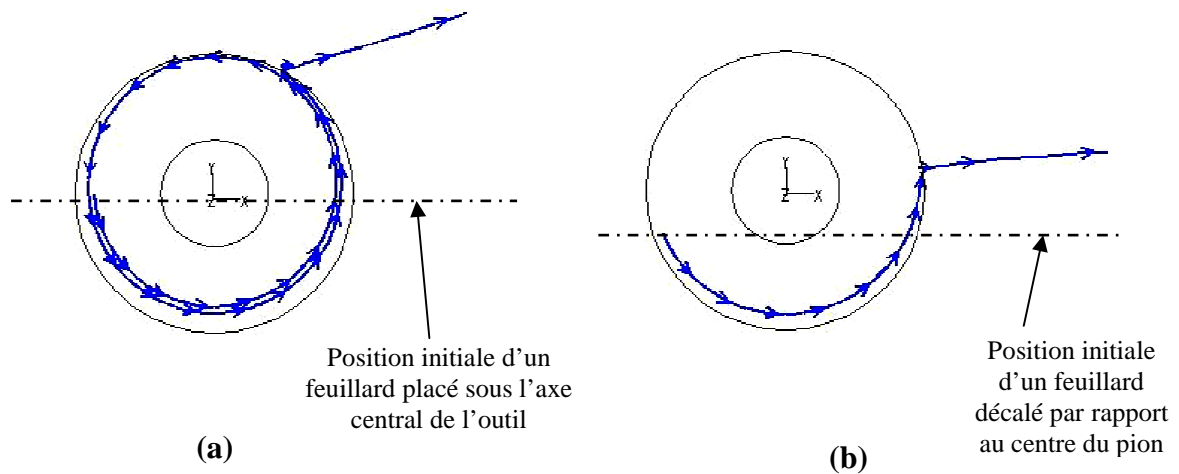


Figure III.22 : Lignes de courant pour deux cas de soudage (a) feuillard placé au milieu et (b) feuillard décalé de 2mm par rapport au centre du joint.

Les particules de cuivre issues d'un feillard placé sous l'axe central du pion peuvent faire plusieurs tours autour de l'outil. Ceci justifie la présence d'une zone de rotation autour de l'outil pendant le soudage (figure III.22.a).

### III.7.3 Les défauts dans les joints

Dans ce paragraphe, l'étude concerne les défauts apparaissant en pied de soudure. Dans le cas des modèles CFD, plusieurs auteurs ont analysé les défauts dans le joint de soudure en considérant la répartition de la température dans les plaques [Fratini et al. 07] ou la déformation plastique [Xu et Deng. 08], [Colegrove et Shercliff. 06] et [Zhang et Zhang. 07]. Récemment [Gemme et al. 10] ont analysé l'effet des contacts sur la forme du noyau de soudure et sur la création des défauts. Ils ont remarqué qu'une forme du noyau de soudure concave est obtenue lorsque la vitesse de rotation est importante et une forme convexe apparaît lorsque la vitesse de rotation est faible. La probabilité de développer des défauts dans le joint est plus forte dans le cas du noyau concave (figure III.23).



Figure III.23: Illustration schématique de la forme du noyau: a) forme concave; b) forme convexe [Gemme et al. 10].

Les calculs proposés dans ce chapitre ne peuvent pas prédire l'origine de ces défauts mais on va essayer d'expliquer en fonction de la répartition de la pression, une des origines possibles des défauts. En effet une pression très faible voir nulle dans une zone au voisinage de l'outil, présage la possibilité de présence d'un défaut tunnel.

Le tableau III.9 présente les coupes macrographiques en pied de soudure pour les trois cas de soudage 3, 11 et 12 où un défaut tunnel est observé après le passage du pion. Ces défauts sont générés suite à un manque de pression générée par l'outil comme le montre la figure III.24 (cas 3). Sur cette figure on remarque que la pression devient nulle en dessous du pion et derrière l'outil. Cette figure est présentée en perspective dans le tableau III.9 pour bien observer la distribution de la pression en 3 dimensions, la pression nulle n'apparaît pas sur la figure.

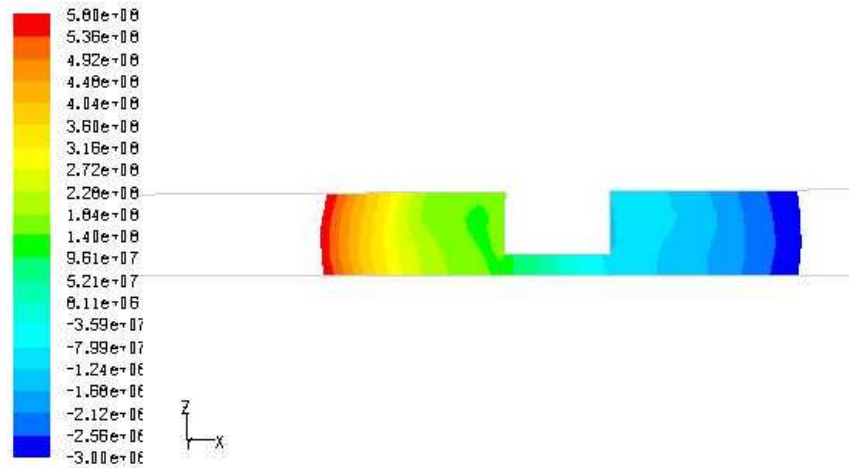

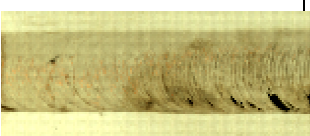
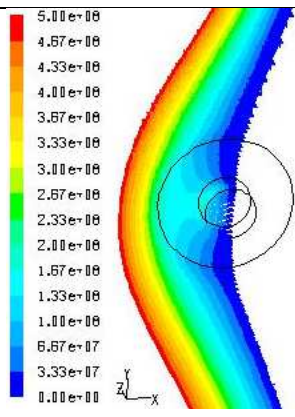
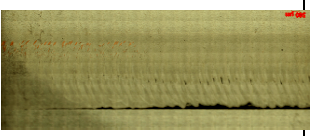
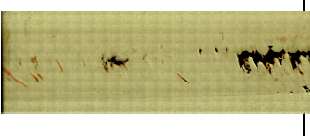


Figure III.24: Contours de pression dans une coupe longitudinale au centre du joint de soudure

Tableau III.9 : Défauts en pied de soudure

		Outil cylindrique		
		N°	Cordon de soudure (pied de soudure)	Simulation
$v_a$ (mm/mn)	100	3		
$N$ (tr/mn)	300			
$F_z$ (kg)	750			
$R = v_a/N$	0,33			
$v_a$ (mm/mn)	500	11		
$N$ (tr/mn)	900			
$F_z$ (kg)	900			
$R = v_a/N$	0,55			
$v_a$ (mm/mn)	900	12		
$N$ (tr/mn)	900			
$F_z$ (kg)	1200			
$R = v_a/N$	1			

### III.4 Conclusion

Dans ce chapitre nous avons exposé une modélisation thermomécanique sur un code de calcul CFD "Fluent". Deux grandes parties sont présentées dans ce chapitre. Dans la première, les équations nécessaires à la modélisation du procédé FSW, les lois de comportement pour deux alliages d'aluminium (AA6061 et AA7020), les conditions aux limites thermomécaniques, la méthode de discrétisation des équations par volumes finis et l'algorithme de résolution sont présentées. Dans la deuxième partie nous avons exposé les résultats numériques issus des

calculs de deux cas extrêmes de contact (collant et glissant). Avec le modèle collant nous avons étudié la qualité de maillage et son effet sur les résultats thermomécaniques. Nous avons remarqué que le coefficient d'échange thermique influe directement sur l'amplitude du couple de soudage ainsi que sur la température de pic. Les calculs effectués par le modèle glissant concernent l'étude de l'écoulement de la matière des essais de soudage réalisés avec feuillard. Avec ce modèle nous avons expliqué les phénomènes apparaissant dans le cordon de soudure ; la position des particules de cuivre sur la face en contact avec l'épaulement et en pied de soudure. D'autres points sont étudiés et expliqués comme le cas de soudage avec un feuillard décalé et l'apparition du défaut caractéristique en pied de soudure.

Avec ces deux modèles et en utilisant un code de calcul de mécanique des fluides, nous avons analysé l'influence des conditions aux limites sur les champs thermomécaniques en FSW. Nous avons étudié la capacité de ce code dans l'analyse des cycles thermiques et l'écoulement de la matière pour le procédé FSW. Nous avons étudié l'influence des paramètres de soudage sur les champs thermiques et mécaniques.

Les conditions aux limites sur l'outil et la plaque support ainsi que la source de chaleur partagée entre les trois composants (plaques, plaque support et l'outil) restent un obstacle dans la modélisation du procédé FSW. Dans le cas de plaques de grandes dimensions, une loi de comportement adaptée pour les différentes zones des plaques est un vrai problème, et le choix de la taille de la zone à simuler est difficile à définir pour la modélisation du FSW. Dans le chapitre suivant, nous étudions la modélisation thermomécanique des cas de soudage de plaques de grandes dimensions avec la prise en compte de la plaque-support et de l'outil.

## **Chapitre IV**

# **Une stratégie itérative pour une modélisation thermomécanique de FSW**

<b>Sommaire</b>	<b>page</b>
.....	.....
IV.1 Introduction .....	89
IV.2 Modélisation thermomécanique du procédé FSW .....	91
IV.2.1 Estimation de la taille de la zone de malaxage définie par la boîte.....	91
IV.2.2 Une stratégie itérative pour le couplage thermique entre la zone de malaxage et le reste du système .....	93
IV.2.3 Qualité du maillage.....	96
IV.3 Résultats et discussions .....	99
(i) Cycle thermique : expérimental/numérique .....	106
(ii) Influence des paramètres opératoires .....	112
IV.4 Conclusion .....	117
.....	.....

## **IV.1 Introduction**

Concernant les mécanismes physiques dans les modèles numériques de la littérature, généralement plusieurs effets ne sont pas correctement pris en compte. Parmi lesquels, il y a les transferts de chaleur de la zone de malaxage vers l'outil et la plaque support ainsi que la nature du contact entre l'outil et la matière. Les simulations numériques se limitent à la zone de malaxage définie par la matière localisée autour de l'outil tout en supposant que les échanges thermiques, entre cette zone et le reste du système, sont donnés par des lois empiriques de type Newton. Les paramètres de ces lois sont ajustés par rapport à des mesures expérimentales de la température.

Afin de développer des modèles numériques avec des temps de calcul raisonnables, plusieurs auteurs ont proposé des simulations d'éléments finis (EF) et de différences finis (DF) qui ne prennent en compte que la matière contenue dans la zone de malaxage. Ceci implique l'introduction de conditions aux limites (CL) appropriées pour prendre en compte les flux de chaleurs diffusés dans le reste de la plaque à souder, dans son système de bridage (plaque support, système de fixation...), dans l'outil et dans le milieu environnant. Actuellement ces CL sont remplacées par des CL fictives basées sur l'introduction de plusieurs coefficients empiriques que l'on ajuste par rapport à des mesures expérimentales de température, [Song et Kovacevic 03] et [Chao et al. 03]. D'un autre côté, afin de modéliser les conditions de contact entre l'outil et la tôle; les auteurs utilisent généralement trois modèles: contact collant, contact glissant ou contact mixte, [Schmidt et al. 04] et [Colegrove et Shercliff 04] et [Nandan et al. 08]. Quant aux mécanismes de malaxage, les modèles actuels sont loin de simuler cet aspect du procédé FSW.

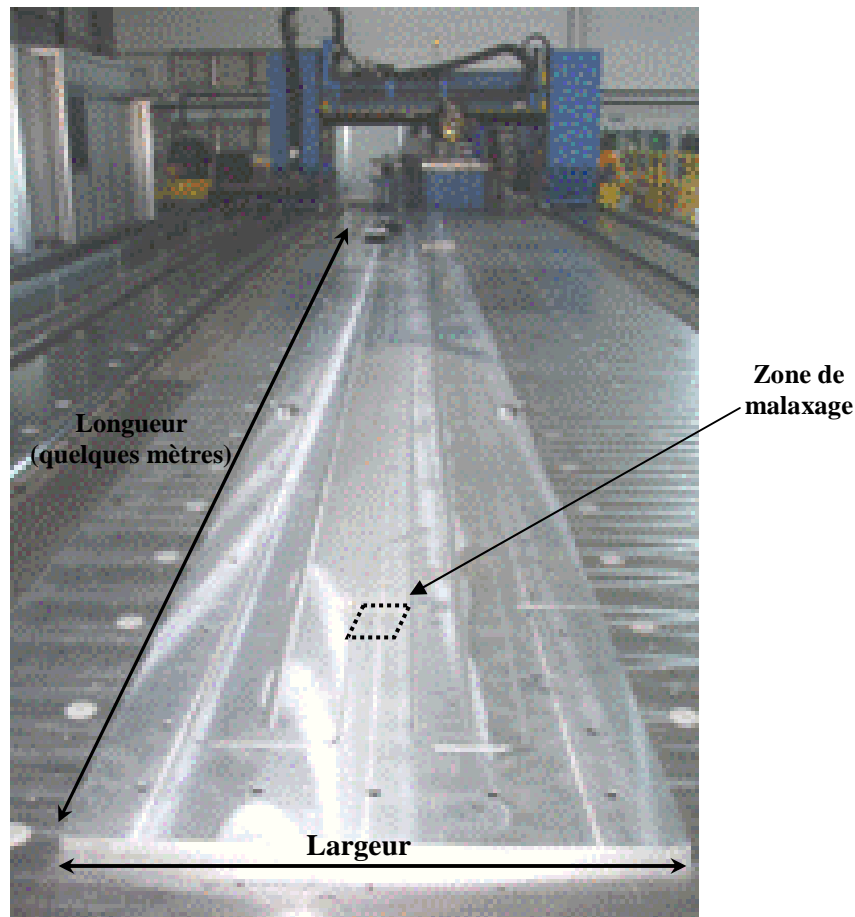


Figure IV.1: grandes plaques soudées chez IS-Metz

Dans sa thèse, Olivier Lorrain [Lorrain. 10] a identifié les paramètres liés au problème thermique qui pouvaient être fixés par les données de la littérature pour ne garder que deux paramètres à ajuster par méthode inverse : le coefficient de partage de chaleur entre l'outil et la matière soudée via le coefficient de Taylor-Quiney ( $\beta$ ) et le coefficient d'échanges entre la matière soudée et la plaque support ( $h_{support}$ ). Outre le fait que cette identification nécessite d'avoir à sa disposition des mesures thermiques, la valeur de **0.32** trouvée pour le coefficient de Taylor-Quiney qui doit être proche de 0.9 rend l'approche non complètement satisfaisante. Afin de palier à ces difficultés, nous proposons dans ce travail une stratégie itérative qui couple un calcul thermique où les champs thermiques sont calculés dans la tôle à souder mais aussi l'outil et la plaque support et un calcul thermomécanique sur une zone plus petite et limitée à la tôle soudée où les conditions aux limites thermiques sont directement issues du calcul uniquement thermique. Il n'y a donc plus aucun ajustement des paramètres liés au problème thermique.

Ce chapitre est organisé en deux sections. La première est consacrée à la recherche des dimensions de la zone affectée thermomécaniquement (appelée "boite" dans la suite de la

thèse) et dans la deuxième on présente un modèle thermomécanique pour simuler le procédé de soudage FSW.

Dans la deuxième partie de ce chapitre, on présente le modèle thermomécanique où le couplage thermique entre la zone de malaxage, la plaque à souder, la plaque support et l'outil est basé sur une approche itérative. La validation expérimentale du modèle, pour deux alliages d'aluminium AA6061 et AA7020, a montré que cette approche permet de reproduire plusieurs tendances comme la distribution de la température dans la plaque ainsi que l'évolution du couple en fonction de la vitesse de rotation de l'outil. Dans l'étude paramétrique, on analyse l'effet des lois empiriques utilisées par plusieurs auteurs pour modéliser l'interface thermique entre la plaque à souder et la plaque support.

## **IV.2 Modélisation thermomécanique du procédé FSW**

Généralement, les dimensions des pièces à souder peuvent être très importantes (figure IV.1) et une zone très réduite autour de l'outil de soudage est modélisée pour l'étude thermomécanique. Cette zone, appelée "boîte", doit être suffisamment petite pour réduire le temps de calcul et suffisamment grande pour limiter les effets des conditions aux limites. Nous savons que lors du soudage, la zone de malaxage est très localisée autour de l'outil et facilement identifiable en analysant le champ de vitesse. Sur le plan thermique, cette identification n'est pas évidente puisqu'elle dépend à la fois des paramètres de soudage, des matériaux du couple outil-pièce mais aussi des dimensions des pièces à souder ainsi que de l'environnement. Nous proposons dans cette étude une stratégie numérique qui permet de prendre en compte correctement les conditions aux limites thermiques sur la boîte et de réduire le temps de calcul de façon significative.

Afin de prendre en compte les flux de chaleur diffusés dans le reste de la plaque à souder, dans la plaque support et dans l'outil, la stratégie itérative que nous présentons se décompose en deux étapes: (1) un calcul thermomécanique dans la boîte et (2) un calcul thermique pour quantifier les échanges thermiques entre la zone de malaxage et le reste du système. Ces deux calculs sont couplés d'une manière itérative avec un critère de convergence basé sur la viscosité moyenne au voisinage de l'outil (boîte).

### **IV.2.1 Estimation de la taille de la zone de malaxage définie par la boîte**

La dimension de la zone de malaxage peut être aisément estimée en considérant l'aspect mécanique du procédé. En effet, en dehors de la zone de malaxage la vitesse d'une particule de matière, par rapport à l'outil, est constante et égale à la vitesse de soudage. Ceci est montré par la figure IV.2 issue du chapitre précédent. Dans cette approche, on n'a pas besoin d'estimer la taille de la ZATM par rapport au problème thermique puisque le calcul thermique



prend en compte l'ensemble du système (plaques+outil+plaque support). De même selon la morphologie de soudure (figure IV.3), on remarque que la zone affectée thermomécaniquement a une largeur supérieure au diamètre de l'épaulement. Différentes simulations ont montré qu'une bonne estimation de la ZATM est donnée par une boîte carrée de coté  $1.25D$  ( $D$  est le diamètre de l'épaulement).

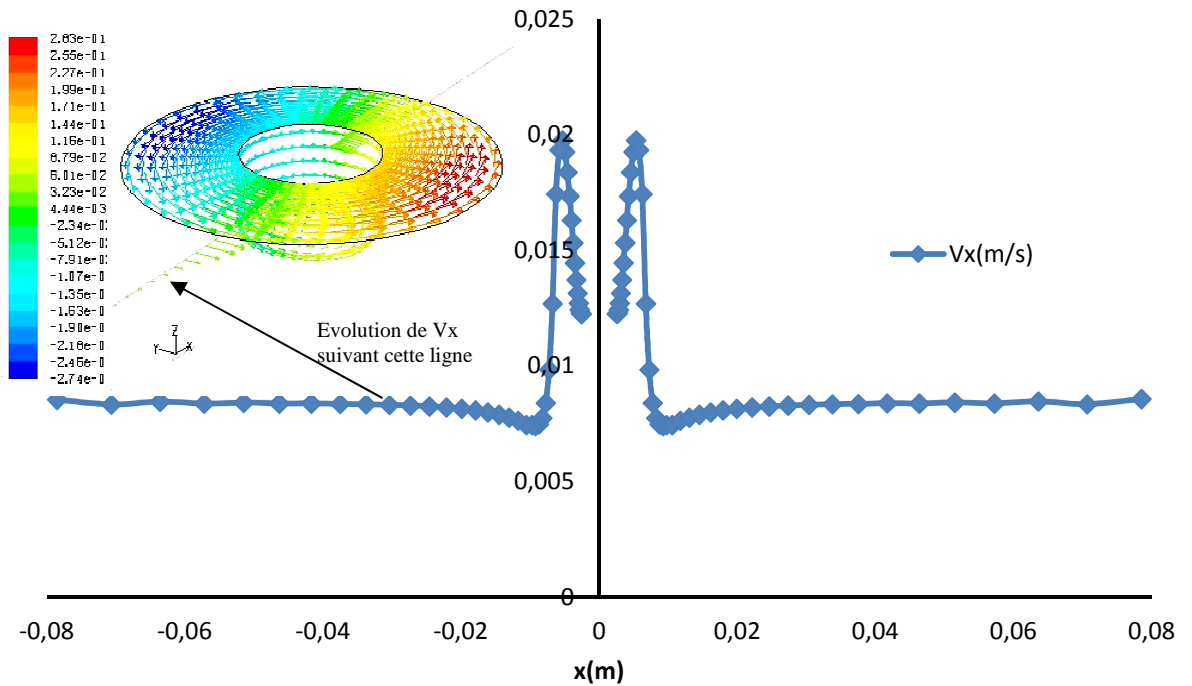


Figure IV.2 : Evolution de la vitesse  $v_x$  suivant la ligne de soudage située à 1mm sous l'épaulement.

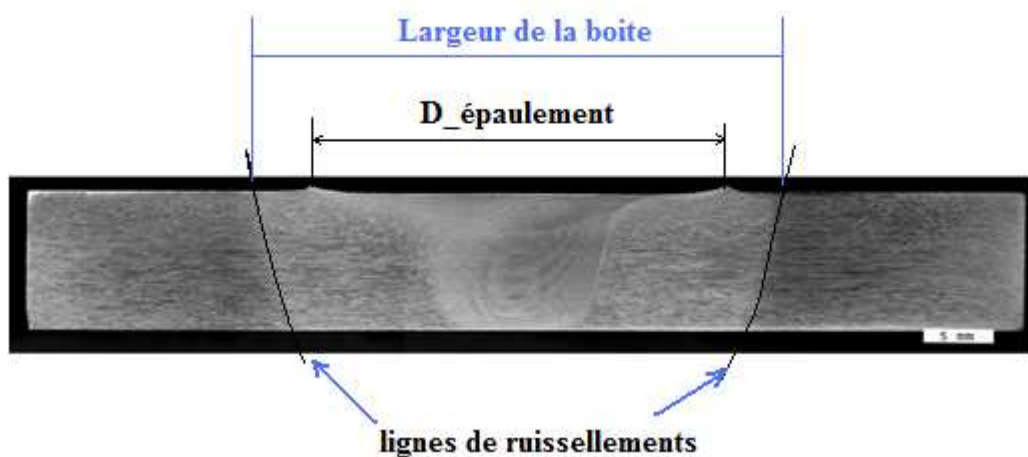


Figure IV.3: Cordon de soudure FSW de l'AA7020 et estimation de la largeur de la boîte (image I.S)

## IV.2.2 Une stratégie itérative pour le couplage thermique entre la zone de malaxage et le reste du système

Dans cette section, on présente l'approche itérative qui sert à prendre en compte le couplage thermique entre la zone de malaxage, le reste de la tôle à souder et le système outil-plaque support. La stratégie itérative se décompose en deux étapes: (1) un calcul thermomécanique dans une zone localisée au voisinage de l'outil ('boîte'), (2) un calcul uniquement thermique en prenant en compte 'la boîte' et une partie représentative de la plaque à souder et de la plaque support ainsi que l'outil. L'étape (2) permet de déterminer les conditions aux limites thermiques sur la frontière de 'la boîte' pour le calcul (1). Ces CL sont ensuite introduites dans l'étape (1) jusqu'à ce que la température aux bords de 'la boîte' calculée dans (1) soit suffisamment proche de celle obtenue dans (2). Ainsi, on n'a plus besoin d'introduire des conditions aux limites fictives sur 'la boîte' (comme dans la littérature) puisque ces dernières sont prises en compte d'une manière naturelle en couplant les étapes (1) et (2). Cette approche est implantée dans le code CFD (Fluent) et validée par rapport aux données expérimentales de l'Institut de Soudure, IS (l'alliage d'aluminium AA7020-T6) et celle de Yeong [Yeong et al. 08] (l'alliage d'aluminium AA6061-T6). Ceci pour deux types d'outils, un outil à pion cylindrique fourni par l'IS et un autre à pion conique utilisé par Yeong [Yeong et al. 08]. Le couplage entre les deux modèles thermomécanique et thermique et les équations nécessaires pour chaque modèle sont présentés dans la figure IV.4. L'algorithme de convergence est donné par la figure IV.5. Il s'agit de la correction des conditions aux limites thermiques à chaque itération.

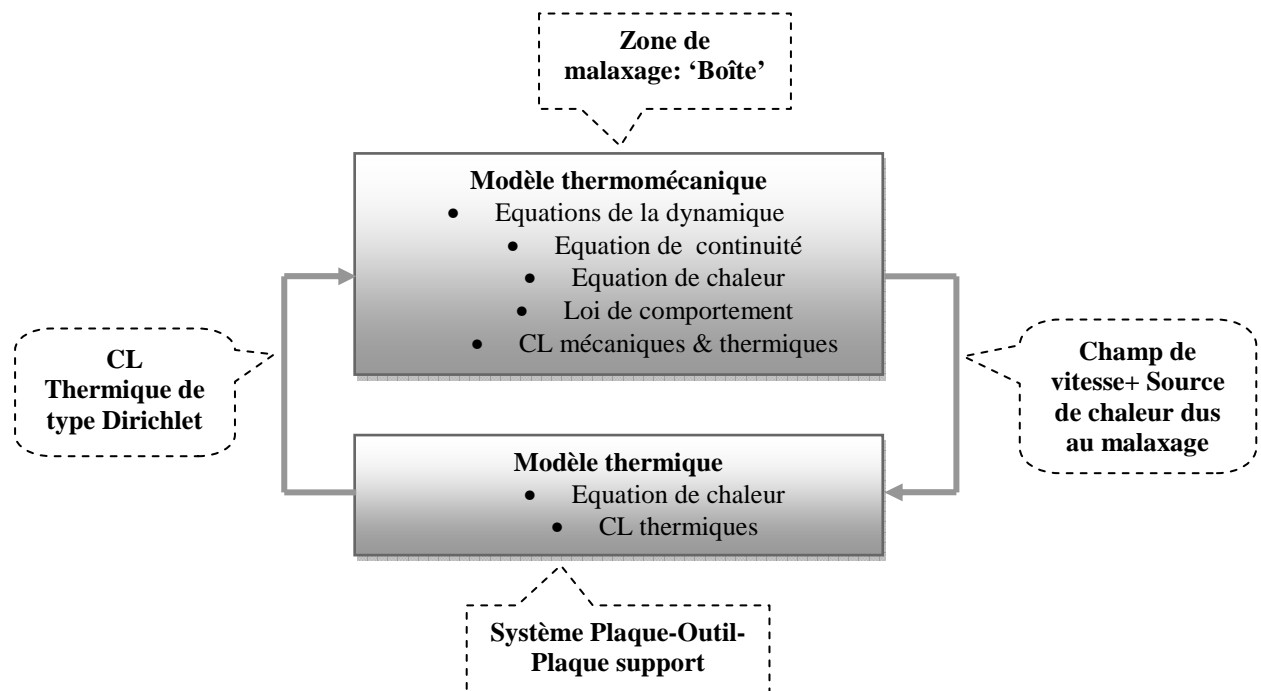


Figure IV.4 : Couplage entre les deux modélisations

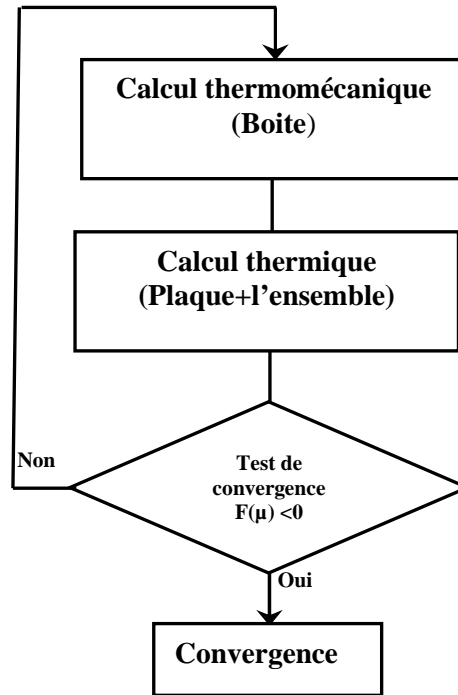


Figure IV.5: Algorithme de la stratégie proposée. La fonction  $F(\mu)$  de l'algorithme est donnée par l'équation IV.4.

Dans la zone de malaxage au voisinage de l'outil ('boîte'), les interfaces de contact épaulement-tôle et pion-tôle sont supposées des contacts collants. L'écoulement de la matière est supposé stationnaire incompressible avec un comportement visqueux non newtonien. Le problème à résoudre est décrit par les équations de quantité de mouvement, de continuité et de l'énergie décrites dans le chapitre précédent. Le matériau est caractérisé par sa viscosité dynamique dont on rappelle sa forme constitutive:

$$\mu(T, \bar{\dot{\epsilon}}) = \frac{\bar{\sigma}}{3\bar{\dot{\epsilon}}} \quad \text{Eq IV.1}$$

où  $\bar{\sigma}$  et  $\bar{\dot{\epsilon}}$  représentent respectivement, la contrainte équivalente de von Mises et la vitesse de déformation équivalente. La contrainte  $\bar{\sigma}$  est donnée par la loi de comportement présentée dans la section III.3 La source de chaleur due à la dissipation plastique est donnée par la relation suivante :

$$q_v = 3\beta\mu(T, \bar{\dot{\epsilon}}) \bar{\dot{\epsilon}}^2 \quad \text{Eq IV.2}$$

Où  $\beta = 0.9$  désigne le coefficient de Taylor Quinney. Les deux expressions de  $\mu$  et  $q_v$  sont programmées sous Fluent à l'aide des procédures utilisateurs de type propriété et de type source. Un terme supplémentaire est également calculé et correspond à  $\frac{\partial q_v}{\partial T}$ .

Les principales inconnues dans cette formulation sont le champ de vitesse  $v$ , la pression  $p$  et la température absolue  $T$ . Les conditions aux limites thermiques dans cette étape de notre procédure sont de type convective à la première itération (*point de démarrage de l'approche itérative*) puis de type Dirichlet aux itérations suivantes et doivent être imposées sous la forme de distribution spatiale (figure IV.6 et 7). Cette température imposée au niveau des surfaces de la boîte, figure IV.6.a, est le résultat du calcul thermique de l'étape 2. Dans ce calcul thermomécanique, le couplage entre la pression et la vitesse est obtenu par l'algorithme SIMPLE (voir chapitre précédent). Les distributions de la viscosité dynamique  $\mu(x, y, z, T)$ , de la vitesse de déformation  $\bar{\epsilon}(x, y, z, T)$  et du champ de vitesse  $v(x, y, z, T)$ , obtenues dans ce calcul local, serviront comme variables d'entrées dans le modèle global, étape 2 (modèle thermique). Ces données seront introduites dans ce second modèle à l'aide des procédures utilisateurs UDF.

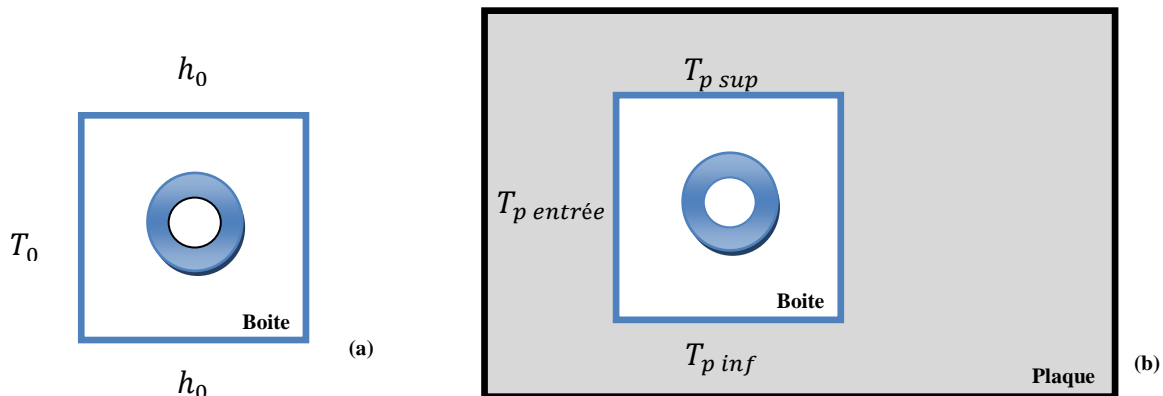


Figure IV.6: (a) CL de la première itération  $n = 0$  (*point de démarrage de l'approche itérative*) et (b) CL de l'itération  $n + 1$

Dans cette étape, pour le calcul thermique on prend en considération le système de soudage (plaque, outil et plaque support). Dans l'équation de la chaleur (Eq III.3), la source volumique  $q_v$  et la vitesse des particules  $v$  sont obtenues à partir du modèle local de l'étape 1. Loin de la zone de malaxage, schématisée par la 'boîte', la matière arrive à la température ambiante pour la tôle à souder et la plaque support. La même condition aux limites est considérée au niveau de la surface supérieure de l'outil. Une condition de type Newton est considérée sur les autres surfaces (avec  $h = 20W/m^2K$ ). D'un autre côté, dans cette étape, nous utilisons le même maillage dans la boîte que dans la plaque (figure IV.8.a et IV.8.b). La procédure de transfert des données entre les deux étapes de l'approche itérative est effectuée normalement avec la procédure itérative (figures IV.4 et IV.7). Ceci nous permet d'obtenir les champs de

température dans l'ensemble du système. En utilisant les UDF, les températures obtenues dans la zone encadrant la boite sont considérées comme données d'entrée jouant le rôle des conditions aux limites de type Dirichlet pour l'étape 1, figure IV.7. La procédure itérative est répétée entre les deux étapes jusqu'à la convergence de l'algorithme qui sera discutée ultérieurement.

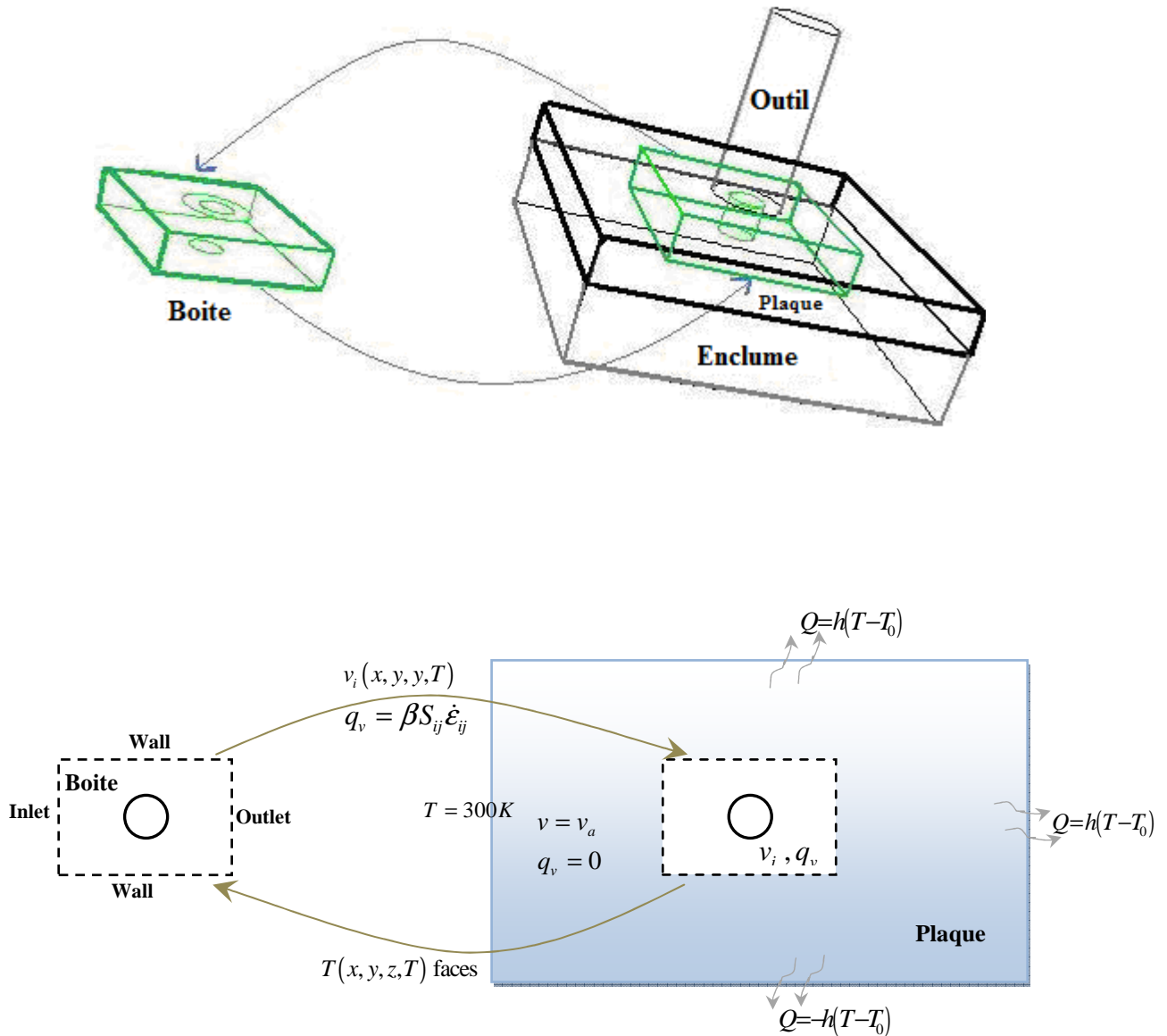


Figure IV.7: Illustration des deux modèles : modèle thermomécanique (Boite) et modèle thermique (plaque, outil et plaque support)

### IV.2.3 Qualité du maillage

L'analyse du maillage dans cette section est étudiée seulement par le préprocesseur du solveur Fluent. L'influence de la qualité de maillage sur le résultat numérique est vérifiée dans le

chapitre précédent en regardant les tendances de la température et de la vitesse de déformation pour différents types de maillage.

Dans ce chapitre nous adoptons le même maillage utilisé dans le chapitre précédent pour la plaque. La qualité de maillage dans les autres composants du système (outil et plaque support) ainsi que la plaque est analysé seulement par le préprocesseur Gambit.

L'analyse de la qualité du maillage généré sous Gambit, doit être réalisée en calculant le nombre de *Skewness* [Fluent 6.3]. La valeur du *Skewness* est calculée en fonction de l'expression (Eq IV.3) où  $\theta_{eq}$  vaut  $60^\circ$  pour un élément triangulaire ou tétraédrique et  $90^\circ$  pour un élément quadrilatéral ou hexaédrique.

$$Q_{EAS} = MAX \left( \frac{\theta_{max} - \theta_{eq}}{180 - \theta_{eq}}, \frac{\theta_{eq} - \theta_{min}}{\theta_{eq}} \right) \quad \text{Eq IV.3}$$

Nous montrons la qualité du maillage pour chaque configuration en calculant ce nombre  $Q_{EAS}$ , la qualité de maillage a été analysée par le préprocesseur Gambit:

- Pour le cas de la figure IV.8.a : 95,56% des cellules ont un *Skewness* compris entre 0 et 0,1 et seulement 4,38% ont un *Skewness* compris entre 0,1 et 0,5. La valeur maximale de *skewness* pour l'élément le plus tordu du maillage est de 0,69 (soit éléments situés dans les coins).
- Pour le cas de la figure V.8.b : 87,91% des cellules ont un *Skewness* compris entre 0 et 0,1 et seulement moins de 5% ont un *Skewness* moins que 0,5. La valeur maximale de *skewness* pour l'élément le plus tordu du maillage est de 0,88.

Ceci nous a permis de constater, selon le tableau IV.1 que notre maillage est d'excellente qualité. Cela assure une meilleure convergence du calcul avec le logiciel Fluent.

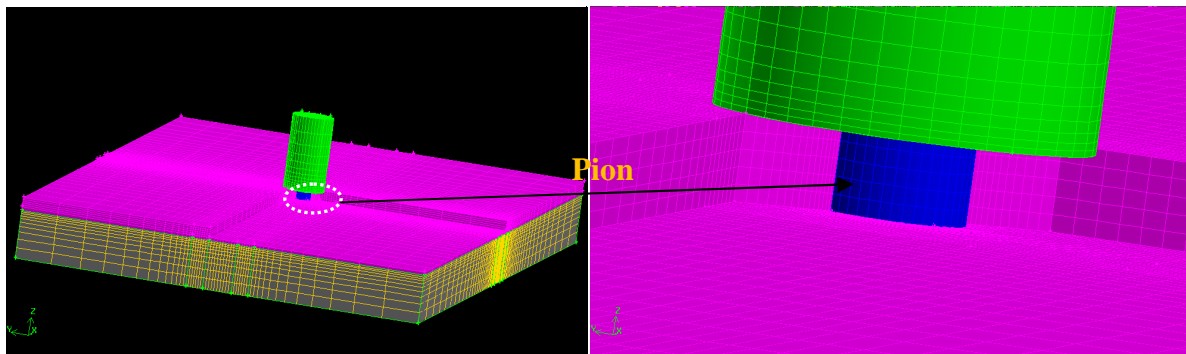


Figure IV.8.a : Type et qualité du maillage utilisé, cas d'un outil cylindrique (utilisé par l'IS).

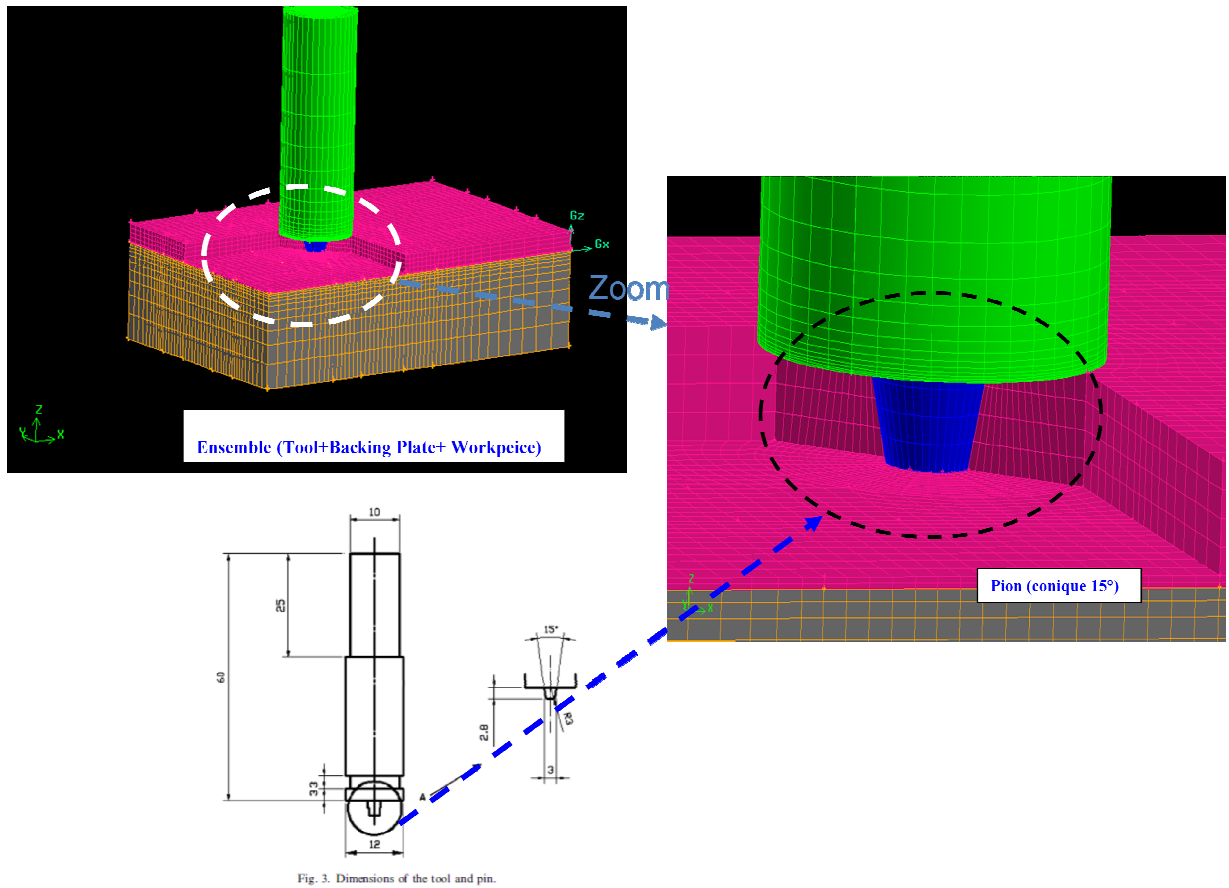


Figure IV.8.b : Type et qualité du maillage utilisé, cas d'un outil conique (utilisé par Yeong).

Tableau IV.1 : Qualité de maillage en fonction du nombre de Skewness

Par définition (Gambit 6.3)		Nombre d'éléments en %	
Valeurs de $Skewness Q_{EAS}$	Qualité de maillage	Figure IV.8.a	Figure IV.8.b
$Q_{EAS} = 0$	<i>Parfaite</i>	0	0
$0 \leq Q_{EAS} \leq 0,25$	<i>Excellente</i>	95,56	87,91
$0,25 \leq Q_{EAS} \leq 0,5$	<i>Bonne</i>	4,38	6,72
$0,5 \leq Q_{EAS} \leq 0,75$	<i>Correcte</i>	0,06	3,61
$0,75 \leq Q_{EAS} \leq 0,9$	<i>Pauvre</i>	0	1,76
$0,9 \leq Q_{EAS} \leq 1$	<i>Mauvaise</i>	0	0
$Q_{EAS} = 1$	<i>Dégénérée</i>	0	0

### IV.3 Résultats et discussions

Afin de valider le modèle proposé, nous le comparons avec deux études expérimentales. La première correspond aux travaux de Yeong [Yeong et al. 08] où le matériau soudé est l'alliage 6061-T6 pour une plaque de dimensions 60x40x3.1mm. Dans la deuxième étude, réalisée par l'IS, le matériau est l'alliage 7020-T6 et les dimensions de la plaque sont 280x130x4mm. Les deux outils utilisés sont en acier et de deux formes différentes:

- **Outil 1** : C'est un outil fourni par l'IS ayant une forme cylindrique avec un épaulement de 13 mm de diamètre et un pion cylindrique de 5mm de diamètre. La hauteur de l'outil est de 30 mm dont 4 mm pour le pion.
- **Outil 2**, celui utilisé par Yeong a une forme cylindrique avec un épaulement de 12 mm de diamètre et un pion conique (3mm de diamètre de base avec 15° pour l'angle d'ouverture). La hauteur de l'outil est de 27.8 mm dont 2.8 mm pour le pion, voir figure II.2.

Les tôles sont posées sur une enclume en acier d'épaisseur 15 mm dans les deux cas de soudage. L'interface de contact entre les tôles et la plaque est supposée un contact parfait. Les caractéristiques physiques de l'outil et l'enclume et de l'alliage 6061-T6 sont données par le tableau IV.2. Dans ce travail, nous utilisons les paramètres opératoires choisis par l'IS pour le cas du soudage de 7020-T6 (voir tableaux III.2). Pour l'étude de Yeong [Yeong et al. 08] sur le soudage de l'alliage 6061-T6, on se limite à deux vitesses de rotation 800 *tr/mn* et 900 *tr/mn* avec une vitesse de soudage de 60*mm/mn*.

Dans toutes les configurations, les simulations réalisées par le modèle correspondent au cas où la boîte à une forme carrée de 20mm de côté et à la même épaisseur que les plaques à souder. Cette zone représente la zone affectée thermomécaniquement.

Tableau IV.2 : Caractéristiques physiques de l'outil et la plaque support

matériau	$\rho(kg/m^3)$	$\lambda(W/mK)$	$C_p(J/kgK)$
outil	7833	50	460
plaque support	7833	50	465
AA6061	2700	170	945

Nous allons maintenant analyser les résultats obtenus à l'itération de convergence. La convergence est obtenue lorsque la viscosité moyenne obtenue dans le calcul thermomécanique ( $\bar{\mu}$ ) (étape 1) est égale à la viscosité moyenne de la même itération du calcul thermique ( $\bar{\mu}_{th}$ ) (étape 2). Ceci se traduit par l'annulation de la fonction  $F(\bar{\mu})$ , Eq. IV.4.

$$\text{avec } F(\bar{\mu}) = \bar{\mu} - \bar{\mu}_{th} \quad \text{Eq IV.4}$$



où  $\bar{\mu}_{th}$  doit être calculée de la manière ci-dessous en supposant que la vitesse de déformations dans la boîte choisie est uniforme :

$$\bar{\mu}_{th} = \frac{1}{V_{boite}} \sum_i \frac{\bar{\sigma}(x,y,z,T)}{3\bar{\varepsilon}_{moy}} dv_i \quad \text{Eq IV.5}$$

$V_{boite}$  et  $dv_i$  représentent, respectivement, le volume de la boîte (zone de malaxage) et le volume élémentaire de chaque cellule (volume fini). La viscosité dynamique moyenne  $\bar{\mu}_{th}$  est calculée en fonction du champ de température  $T(x, y, z)$  donné par le calcul thermique. Pour vérifier la convergence de la stratégie itérative, nous cherchons la solution de  $F(\bar{\mu}) = 0$  pour deux cas de conditions aux limites pour la première itération (*point de démarrage de l'approche itérative*) (tableau IV.3). Les deux calculs itératifs aboutissent à la même valeur moyenne de la viscosité dynamique, qui est de l'ordre de  $1,17 \cdot 10^7$  Pa. s. Nous constatons que cette valeur, montrée par la figure (IV.9), est du même ordre de grandeur que celle de Nandan et al. [Nandan et al. 06] et Hosein et al. [Hosein et al. 09].

A l'itération de convergence, la source volumique doit correspondre à la valeur  $\bar{\mu}_{solution}$  solution de la fonction  $F(\bar{\mu}) = 0$ . En admettant que  $F(\bar{\mu})$  est linéaire au voisinage de zéro, on a alors  $\frac{\bar{\mu}_{solution}}{\bar{\mu}_{n-1}} = a$  avec  $\bar{\mu}_{n-1}$  est la viscosité moyenne à l'itération  $n - 1$ . A partir de cette hypothèse et en supposant que la vitesse de déformation  $\dot{\varepsilon}$  varie peu entre l'itération  $n-1$  et l'itération de convergence, on obtient donc la source volumique  $(q_v)_n$  à l'itération de convergence qui est donnée par:

$$(q_v)_n = \frac{\bar{\mu}_{solution}}{\bar{\mu}_{n-1}} (q_v)_{n-1} \quad \text{Eq IV.6}$$

Tableau IV.3: Deux conditions aux limites thermiques appliquées à la zone de malaxage 'Boite' à la première itération (*point de démarrage de l'approche itérative*) pour: 500 mm/mn et 600 tr/mn

Conditions aux limites	Facettes					
	Entrée (inlet)	inf	sup	dessous	sh	pion
<b>CL1</b>	300°K	20W/m²K	20W/m²K	20W/m²K	adiabatique	adiabatique
<b>CL2</b>	500°K	50 W/m²K	50 W/m²K	50 W/m²K	adiabatique	adiabatique

La figure IV.9 montre que la condition  $F(\bar{\mu}) = 0$  converge vers la même solution pour les deux cas de conditions aux limites thermiques à la première itération présentées dans le tableau IV.3 et qui sont choisies arbitrairement.

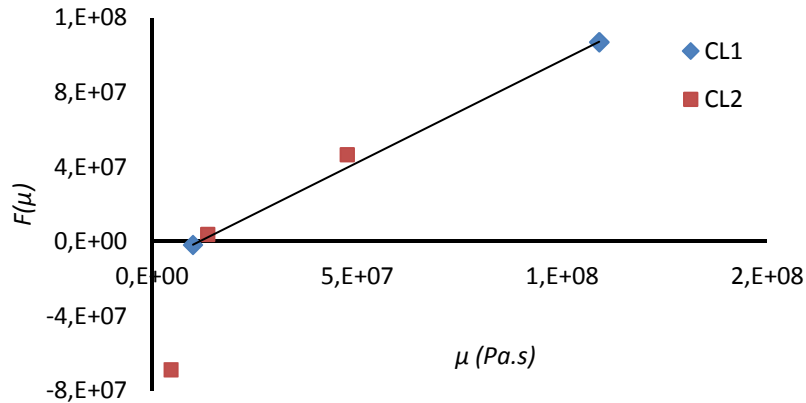


Figure IV.9: Evolution de  $F(\bar{\mu})$  en fonction de  $\bar{\mu}$  pour deux choix de conditions initiales thermiques.

A l'itération de convergence, il est nécessaire de discerner les valeurs des viscosités moyennes afin de vérifier la convergence du calcul. A cette itération, nous vérifions la viscosité moyenne donnée par le calcul de convergence et celle induite par la fonction  $(a(q_v)_{n-1})$ . Le tableau IV.4 enregistre ces valeurs pour trois cas du soudage à vitesse de soudage constante 500mm/mn.

Tableau IV.4 : Test de convergence

<i>Cas du soudage</i> $v_a/N$	$\bar{\mu}_{solution}$ (Pa.s)	$\bar{\mu}$ induit par $a(q_v)_{n-1}$ (Pa.s)
500/ 390	$1,0 \cdot 10^7$	$5,91 \cdot 10^7$
500/ 600	$1,319 \cdot 10^7$	$4,5 \cdot 10^7$
500/ 900	$1,078 \cdot 10^7$	$3,78 \cdot 10^7$

Dans cette section, on présente une première validation du modèle en le comparant avec les résultats obtenus par un calcul thermomécanique effectué sur la tôle entière (une partie très grande par rapport à la zone de malaxage), appelé calcul de référence. Dans le modèle thermomécanique complet (de référence), les conditions aux limites thermiques aux interfaces outil/matière et enclume/matière sont les températures obtenues à partir de l'itération de

convergence de notre algorithme, voir figures IV.10 et IV.11. La figure IV.13 montre les profils de températures obtenues par les deux modèles. On remarque bien que cette stratégie nous donne une bonne corrélation au niveau des profils de température entre le modèle proposé (approche itérative) et le calcul de référence. Les résultats sont représentés pour les lignes  $L_{ij}$ , définies sur la figure IV.12, pour les conditions de soudage suivantes : 500mm/mn, 600 tr/mn. La figure IV.14 montre une bonne corrélation entre les distributions de la température dans la boîte et dans la plaque données par les deux modèles.

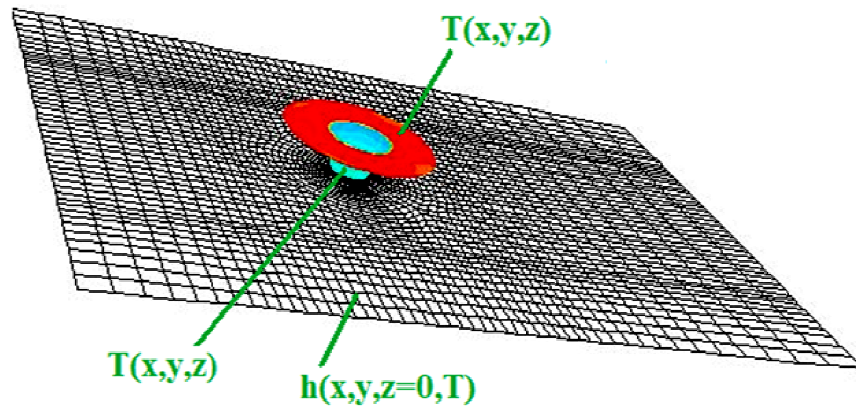
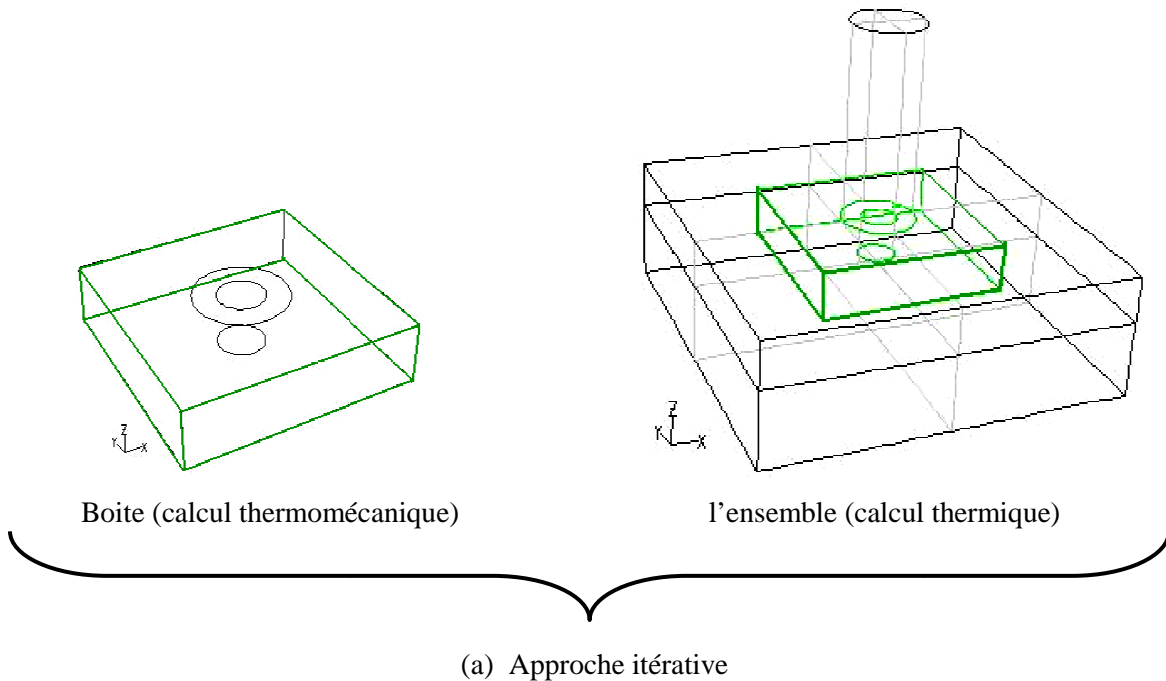
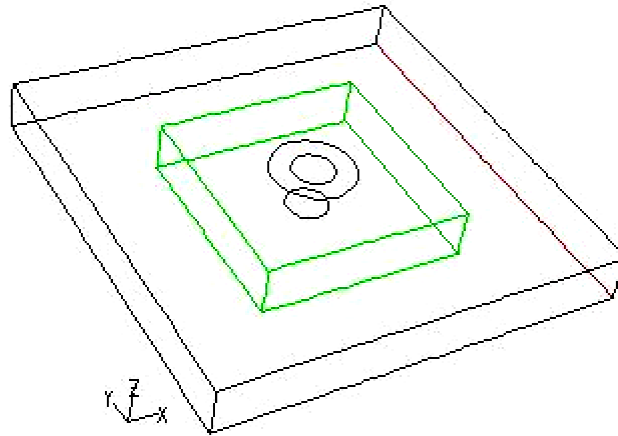


Figure IV.10: Conditions aux limites pour le calcul de référence.





(b) Calcul thermomécanique dans la plaque (calcul de référence)

Figure IV.11 : Présentation de deux modèles (a) modèle itératif, (b) calcul de référence

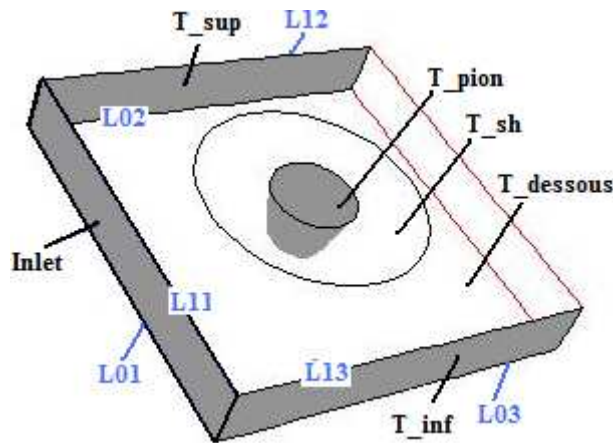


Figure IV.12: Illustration de la zone de malaxage 'Boite' avec les lignes et les facettes utilisées pour analyser la convergence de l'approche itérative

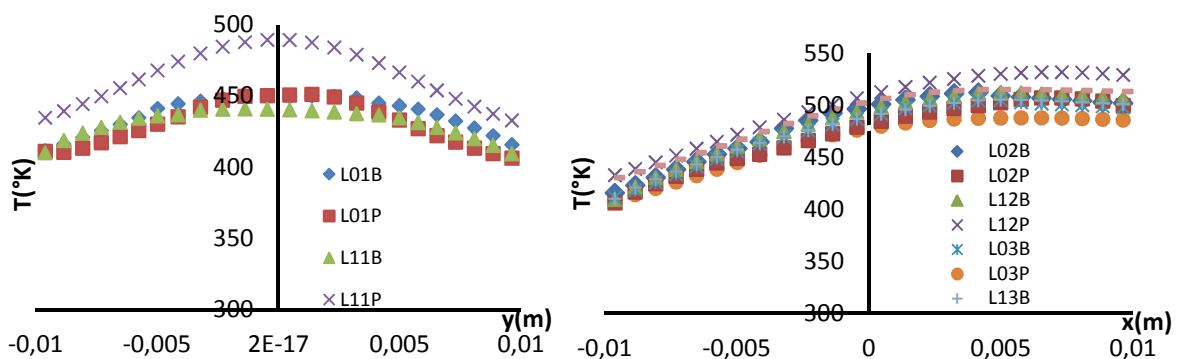
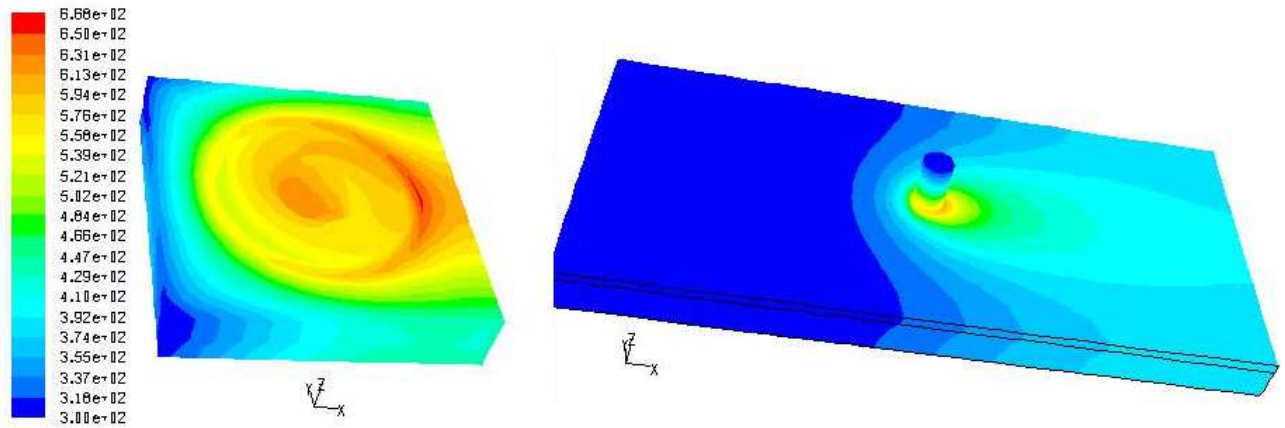
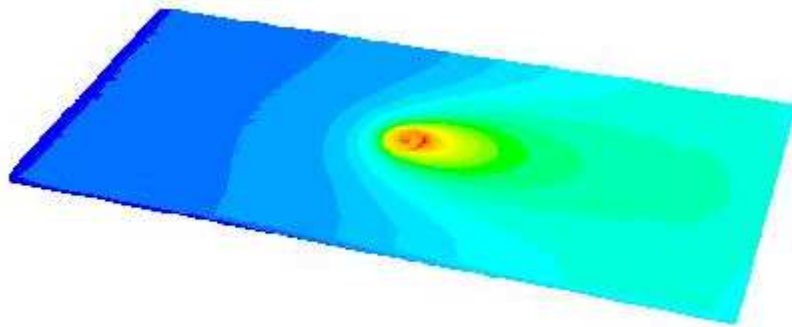


Figure IV.13: Comparaison des profils de températures entre les deux modèles thermomécaniques dans la boite (Approche itérative) et dans la plaque (calcul de référence) suivant les lignes ( $L_{ij}$ ) indiquées par la figure IV.12.



(a) Champ de température obtenu à partir de l'approche itérative basée sur un couplage entre un calcul thermomécanique dans la boîte (zone de malaxage) et un calcul thermique dans le système complet (zone de malaxage+outil+plaque+plaque support)



(b) Champ de température obtenu à partir d'un calcul thermomécanique dans la plaque (calcul de référence: voir figure V.16)

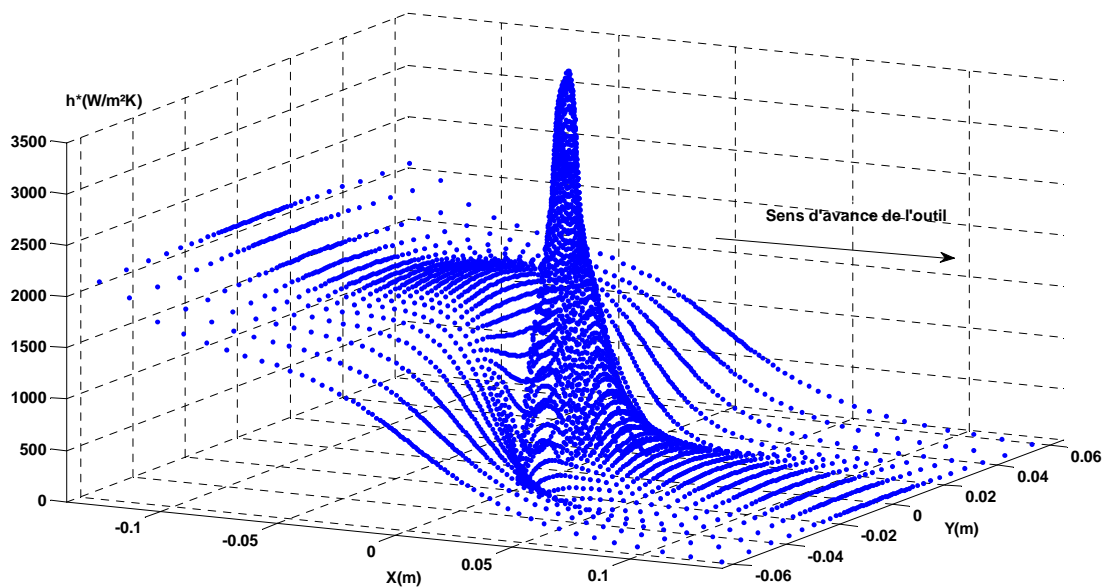
Figure IV.14: Distribution de la température ( $^{\circ}\text{K}$ ) pour les vitesses 500mm/mn, 600 tr/mn.

Dans le procédé FSW, la plaque support et l'outil jouent un rôle très important dans les transferts thermiques entre la zone de malaxage et le reste du système de soudage. Plusieurs auteurs ont pris en compte cet effet lors de la modélisation de ce procédé. Par exemple, Fourment et al. [Fourment et al. 04] ont introduit un coefficient de partage de la source de chaleur, due au frottement entre l'outil et la tôle, basé sur les effusivités des deux matériaux en contact. Pour le contact plaque-plaque support, plusieurs auteurs ont supposé que le flux de chaleur évacué par la plaque support est donné par une loi de type Newton avec un coefficient de convection de l'ordre de  $50 \text{ W/m}^2\text{K}$  [Lammlein et al. 09],  $250 \text{ W/m}^2\text{K}$  [Bastier et al. 06],  $200 \text{ W/m}^2\text{K}$  [Fourment et al. 04], [Kim et al. 0], [Khandkar et al. 06] et  $1000 \text{ W/m}^2\text{K}$  selon [Colegrove 06], [Khandkar et al. 06] et [Schmidt et al. 04]. L'approche présentée dans ce travail permet une analyse plus fine du transfert de chaleur entre l'outil et la tôle d'une part et entre la tôle et l'enclume d'autre part. Le modèle proposé nous permet de calculer le flux de chaleur dans la plaque support. Ainsi, en supposant que ce flux suit une loi de type Newton;

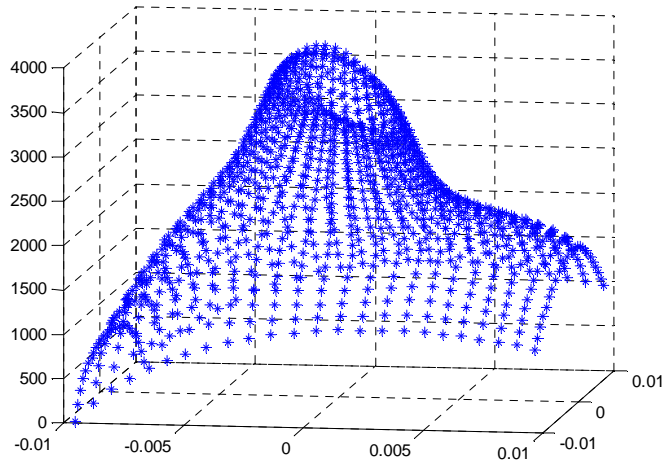
on peut déterminer un coefficient effectif de convection  $h^*(x, y, T)$ , donnée par l'Eq. IV.7, et vérifier la véracité des valeurs utilisées dans la littérature. Sur la figure IV.15, on peut remarquer que le coefficient  $h^*(x, y, T)$  est presque de l'ordre de  $10 \text{ W/m}^2\text{K}$  dans la région suffisamment loin de l'outil et de l'ordre de quelques milliers en dessous la zone de malaxage. On peut expliquer cette grande variation par l'effet de l'échauffement élevé dans la zone de soudage. Ce paramètre est considéré généralement constant (entre 200 et  $1000 \text{ W/m}^2\text{K}$ ) dans de nombreux travaux.

$$h^*(x, y, T) = \frac{\lambda_p \lambda_{ps}}{e_p \lambda_{ps} + e_{ps} \lambda_p} \frac{T_p - T_{ps}}{T_p - T_0} \quad \text{Eq IV.7}$$

Les indices  $p$  et  $ps$  désignent respectivement la plaque soudée et la plaque support. Le paramètre  $e$  représente l'épaisseur entre les centres de deux cellules situées de part et d'autre de l'interface plaque-plaque support.



(a)



(b)

Figure IV.15 (a et b) : Coefficient effectif de transfert thermique  $h^*$  dans le cas de l'IS et pour les conditions suivantes:  $500\text{mm}/\text{mn}$ ,  $600\text{tr}/\text{mn}$ . (a) à l'interface plaque/plaque support et (b) à l'interface boîte/plaque support

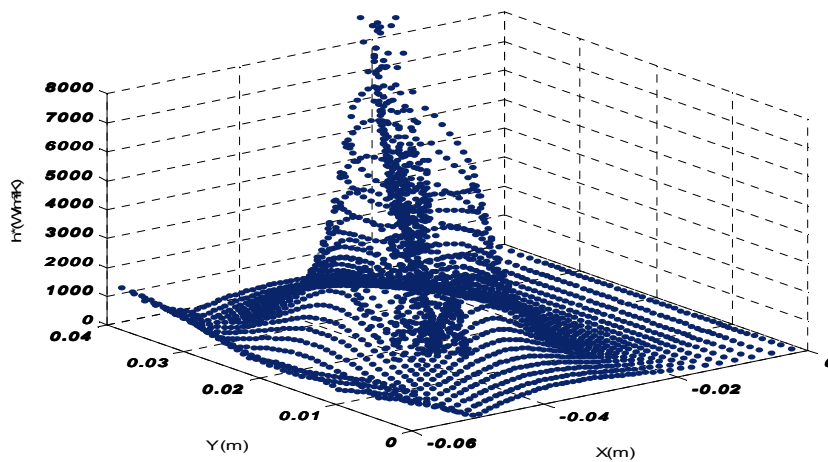


Figure IV.15.c: Coefficient effectif de transfert thermique  $h^*$  à l'interface plaque/plaque support dans le cas de soudage de Yeong et pour les conditions suivantes:  $60\text{mm}/\text{mn}$ ,  $800\text{tr}/\text{mn}$ .

### (i) Cycle thermique : expérimental/numérique

Pour représenter les profils de température, température/position en régime stationnaire, deux arguments sont nécessaires : le premier est de convertir les enregistrements des températures températures/temps en températures/positions en adoptant la relation  $x = v_a \cdot t$  ( $x$  et  $t$  étant la position et le temps coulé en soudage). Le deuxième argument est de vérifier le positionnement des thermocouples pour une configuration donnée. Dans la configuration de soudage le thermocouple est fixe et l'outil se déplace, et dans la configuration eulérienne adoptée le thermocouple est remplacé par une ligne colinéaire à la direction de soudage. La

figure IV.16 illustre les deux configurations par rapport au positionnement des thermocouples dans le cas du soudage de Yeong.

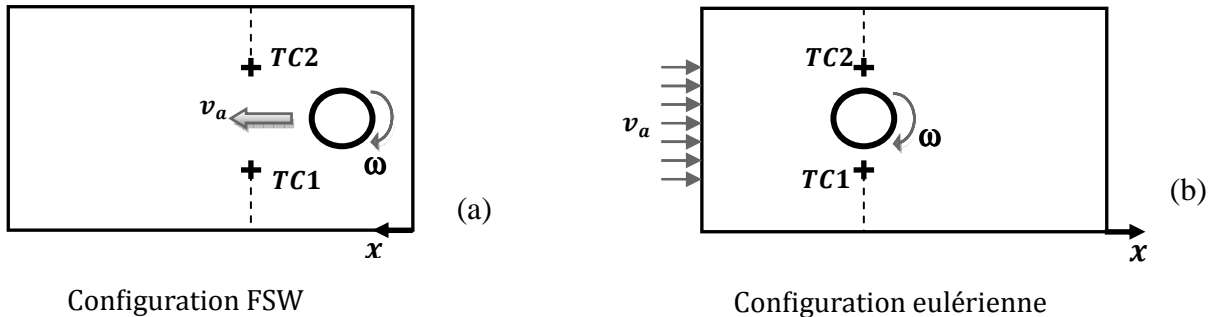


Figure IV.16 : Configurations en FSW, (a) expérience et (b) numérique.

Nous proposons maintenant une comparaison entre les résultats de notre modèle et ceux obtenus expérimentalement dans les travaux de l'IS et de Yeong. Dans les figures IV.17 et IV.18, on montre l'évolution de la température pour les thermocouples TC6 et TC8 placés dans la partie 'advancing side' et situés à mi-épaisseur de la tôle de 4 mm d'épaisseur. De même sur la figure IV.19, on reporte l'évolution de la température pour deux thermocouples, TC1 et TC2, situés à 6 mm symétriquement par rapport à la ligne de jonction et à mi-épaisseur (figure IV.16).

*TC1 et TC2 représentent les thermocouples utilisés dans les cas de soudage de Yeong et TC6 et TC8 représentent les thermocouples utilisés dans les cas de soudage de l'institut de soudure de Metz (IS).*

Les résultats montrent une assez bonne corrélation entre la simulation et l'expérience en particulier au niveau du maximum de la température. Pour le cas du soudage de Yeong, Figure IV.19, on peut remarquer une différence entre résultats du modèle et les résultats expérimentaux après le passage de l'outil. Ceci peut être dû à un effet de conditions aux limites puisque les dimensions de la tôle ne sont pas suffisamment grandes.



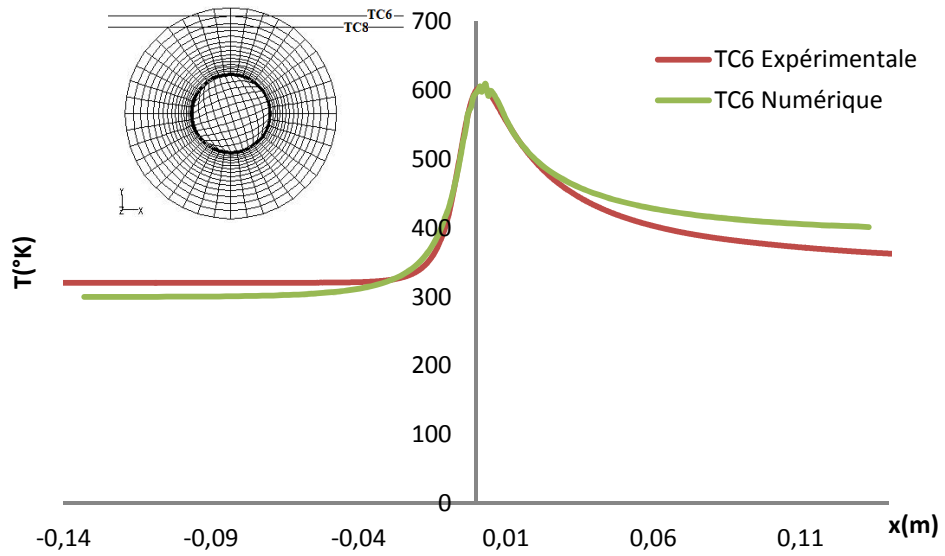


Figure IV.17 : Comparaison entre les résultats expérimentaux et les résultats numériques pour le thermocouple TC6 situé à 6,3mm de la ligne de soudure, du côté de l'AS et à mi épaisseur (IS).

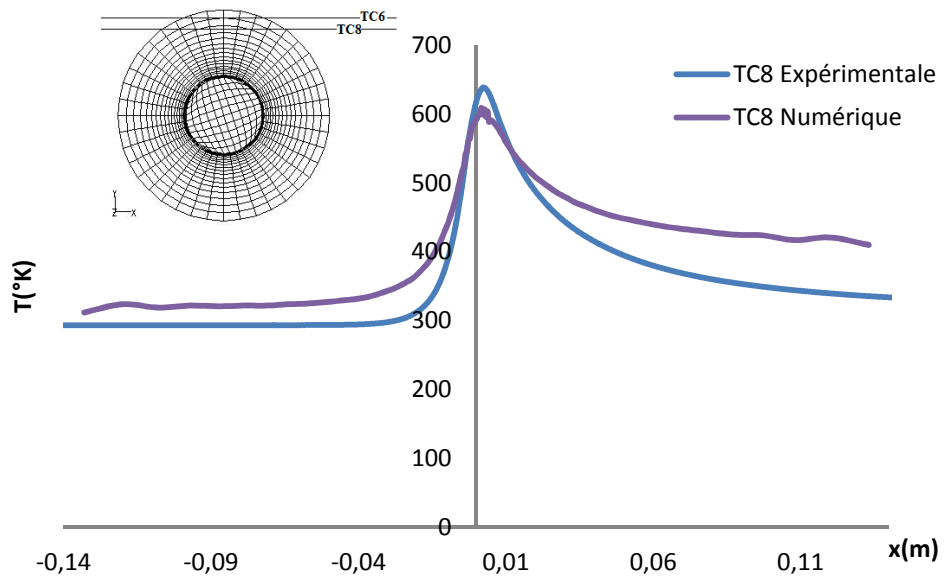


Figure IV.18 : Comparaison entre les résultats expérimentaux et les résultats numériques pour le thermocouple TC8 situé à 5,6mm de la ligne de soudure, du côté de l'AS et à mi épaisseur (IS).

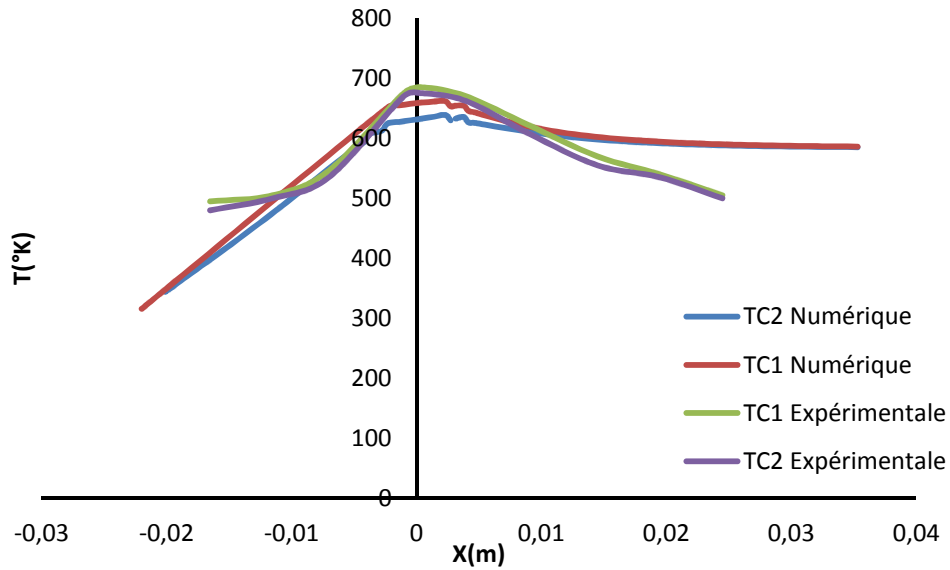


Figure IV.19: Comparaison entre les résultats expérimentaux de Yeong et les simulations numériques.

Pour le cas de soudage de Yeong, nous présentons dans la figure V.20 une comparaison entre l'approche itérative et un calcul de référence en regardant la distribution de la température dans les pièces et dans le reste du système. On peut noter une bonne corrélation entre les deux modèles.

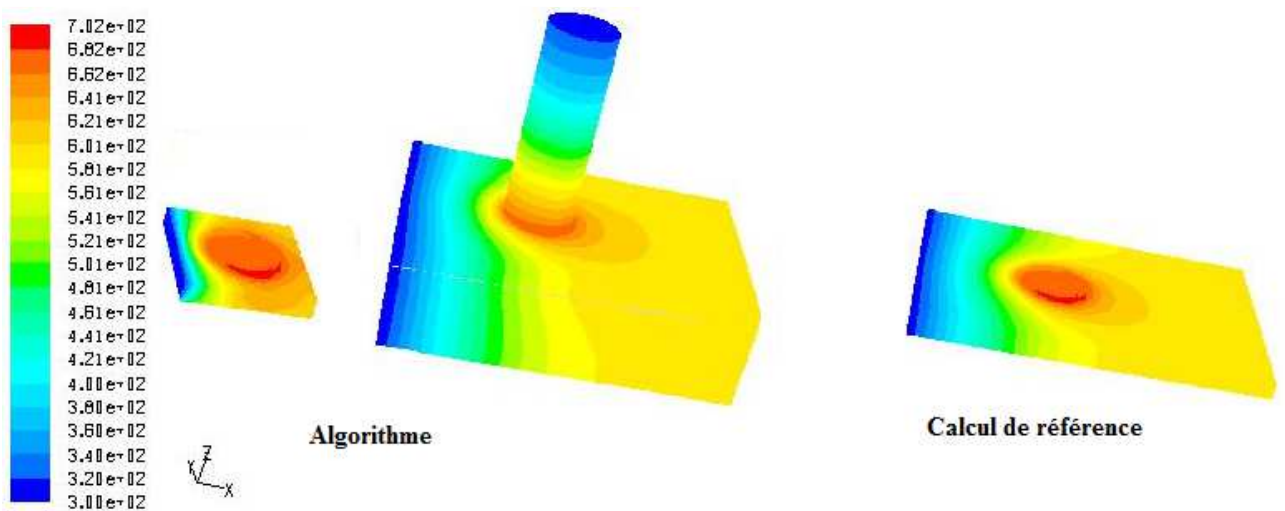


Figure IV.20.a: Distribution de la température (°K) : pour les deux modèles : approches itérative et calcul de référence. Cas du soudage de Yeong: 60mm/mn, 820 tr/mn.

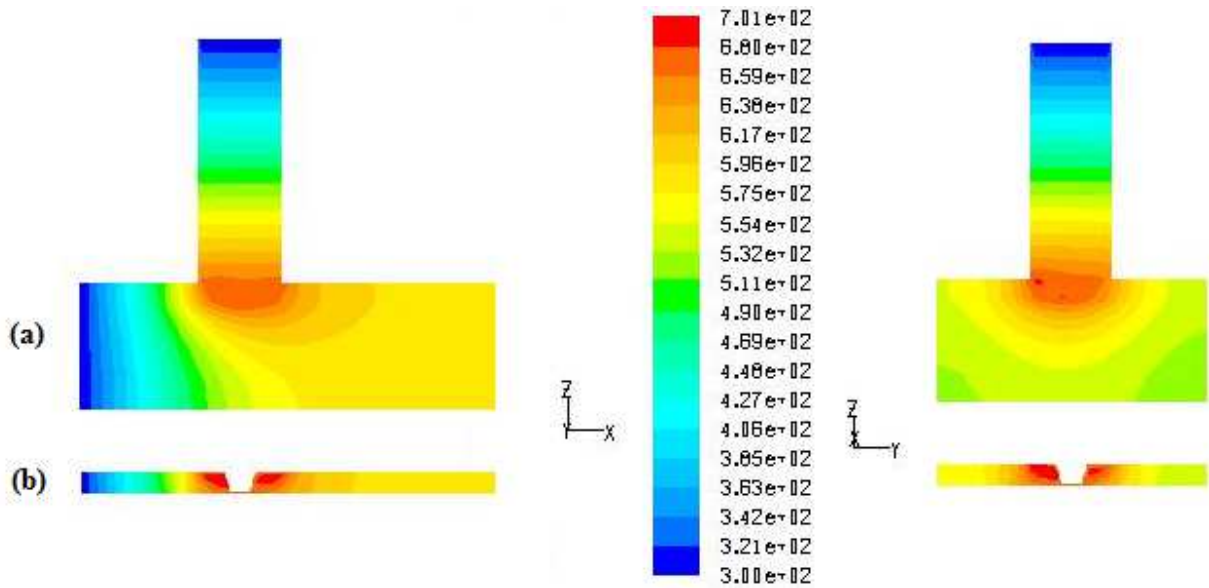


Figure IV.20.b: Distribution de la température ( $^{\circ}\text{K}$ ) : pour les deux modèles : approches itérative et calcul de référence. Cas du soudage de Yeong: 60mm/mn, 820 tr/mn. (a) coupe longitudinale et (b) coupe transversale.

Le modèle proposé permet de donner une estimation de la taille de la zone affectée thermomécaniquement (ZATM) en définissant une plage pour la viscosité dynamique qui permet de délimiter la zone de malaxage par rapport au reste de la tôle. En supposant que l'intervalle de viscosité est donné par  $8,3 \cdot 10^4 \text{ kg/ms}$  à  $1,47 \cdot 10^7 \text{ kg/ms}$ , l'estimation par le modèle de la ZATM est conforme à celle obtenue dans les travaux de [Hosein et al. 06] pour l'aluminium AA6061, figure IV.21. Une démarche similaire a été proposée dans [Nandan et al. 06], pour l'aluminium AA6061, où la valeur minimale de la viscosité qui correspond au contour limite de la ZATM a une valeur maximale égale à  $3 \cdot 10^6 \text{ kg/ms}$ , figure IV.22.

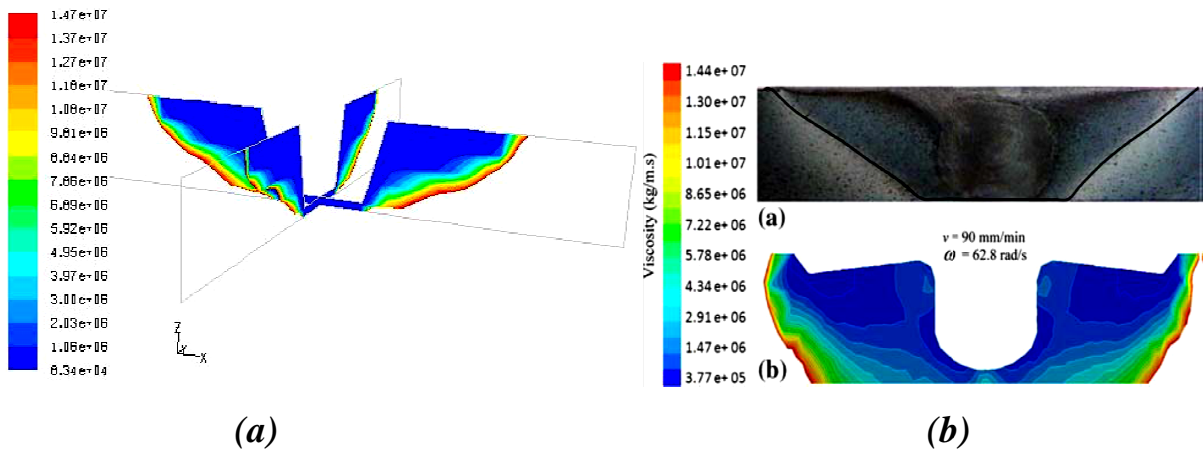


Figure IV.21: Comparaison de la viscosité issue de notre modèle (a) et de la littérature [Hosein et al. 06] (b), pour l'aluminium AA6061.

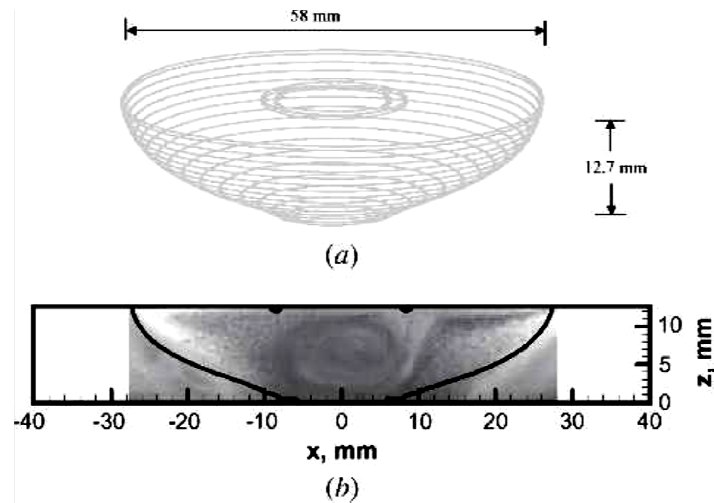


Figure IV.22: Comparaison entre le contour délimité par une valeur minimale de la viscosité et la morphologie de soudure définissant la ZATM dans les travaux de [Nandan et al. 06].

Comme nous l'avons précisé précédemment, différents auteurs ont supposé que le flux de chaleur évacué par la plaque support est donné par une loi de type Newton avec un coefficient de convection  $h$  constant. Dans la figure IV.23, on propose une comparaison entre: (i) notre approche où ce flux de chaleur est déterminé par le modèle itérative, (ii) un calcul où il est supposé donné par une loi de type Newton avec un coefficient de convection  $h$  constant et (iii) la température donnée par le thermocouple TC6 lors des essais de l'IS. Pour le cas (ii), les valeurs considérées pour  $h$  sont celles couramment utilisées dans la littérature:

- [Lammlein et al. 09] :  $h = 50 \text{ W/m}^2\text{K}$
- [Fourment et al. 04] :  $h = 200 \text{ W/m}^2\text{K}$
- [Schmidt et Hattel. 04a], [Khandkar et al. 06] :  $h = 1000 \text{ W/m}^2\text{K}$

Nous remarquons clairement qu'il existe une large différence entre notre modèle et les autres calculs effectués avec des coefficients d'échange constants. Malgré que l'évolution thermique le long de la ligne TC6 est raisonnable dans le cas de  $h = 1000 \text{ W/m}^2\text{K}$  par rapport aux autres valeurs, reste que la température maximale est trop loin de celle enregistrée expérimentalement. D'un autre côté, le modèle proposé présente un bon accord avec les résultats expérimentaux.

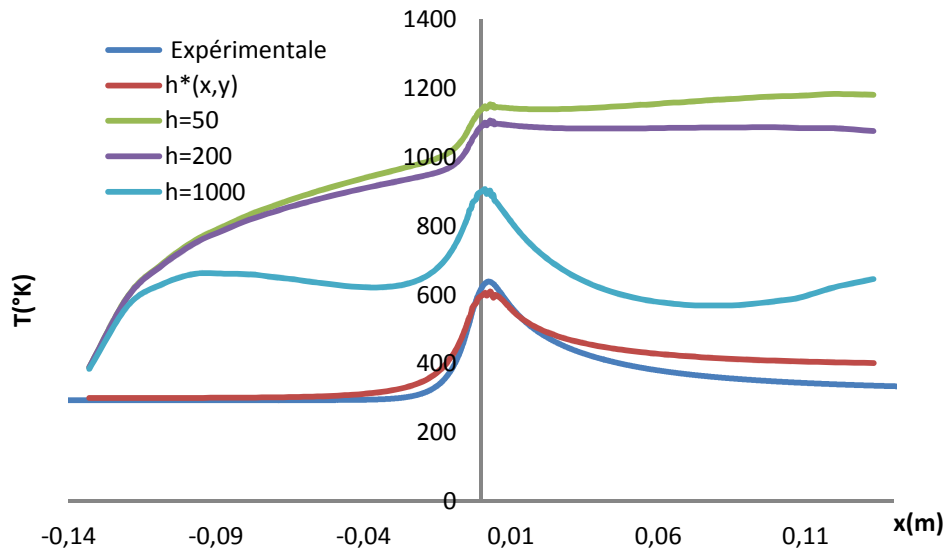


Figure IV.23: Comparaison entre les résultats expérimentaux (thermocouple TC6) et les modèles numériques pour différentes valeurs du coefficient d'échange thermique  $h$ . Les vitesses de soudage sont données par:  $v_a = 500 \text{ mm/mn}$  et  $N = 600 \text{ tr/mn}$ .

## (ii) Influence des paramètres opératoires

Nous analysons dans la suite de cette partie, l'influence de la vitesse de rotation 390 tr/mn, 600 tr/mn et 900 tr/mn et de la vitesse de soudage ( $v_a$ ) 100 mm/mn, 500 mm/mn et 900 mm/mn.

Comment précédemment, on vérifie la convergence du modèle itérative, donnée par le critère  $F(\bar{\mu})=0$  sur la valeur moyenne de la viscosité (voir section précédente), en fonction de la vitesse de rotation et de la vitesse d'avance. Les Figures IV.24 et IV.25 montrent que l'algorithme converge pour l'ensemble des conditions de soudage et que la solution ( $\bar{\mu}$ ) est dans l'intervalle  $[10^7, 5 \cdot 10^7 \text{ Pa. s}]$ .

L'influence de la vitesse de rotation sur le maximum de température est présentée dans la figure IV.26 pour une vitesse d'avance donnée par :  $v_a = 500 \text{ mm/mn}$ . L'élévation de température est de l'ordre de  $75^\circ$  quand la vitesse de rotation est multipliée par 2 où 3. Cette tendance est conforme aux données expérimentales de plusieurs auteurs comme [Ulysse 02] et [Hamilton et al. 08].

Dans la figure IV.27, on note que l'augmentation de la vitesse de rotation induit une élévation du coefficient effectif de convection  $h^*$ , donné par l'Eq. IV.7, entre la plaque et la plaque support. On peut en déduire que l'ordre de ce coefficient est de  $50 \text{ W/m}^2\text{K}$  au bord de la boite et de  $3500 \text{ W/m}^2\text{K}$  au front d'attaque de l'outil. La valeur maximale se trouve en un point décalé par rapport à l'axe de rotation de l'outil d'une distance égale au rayon du pion.

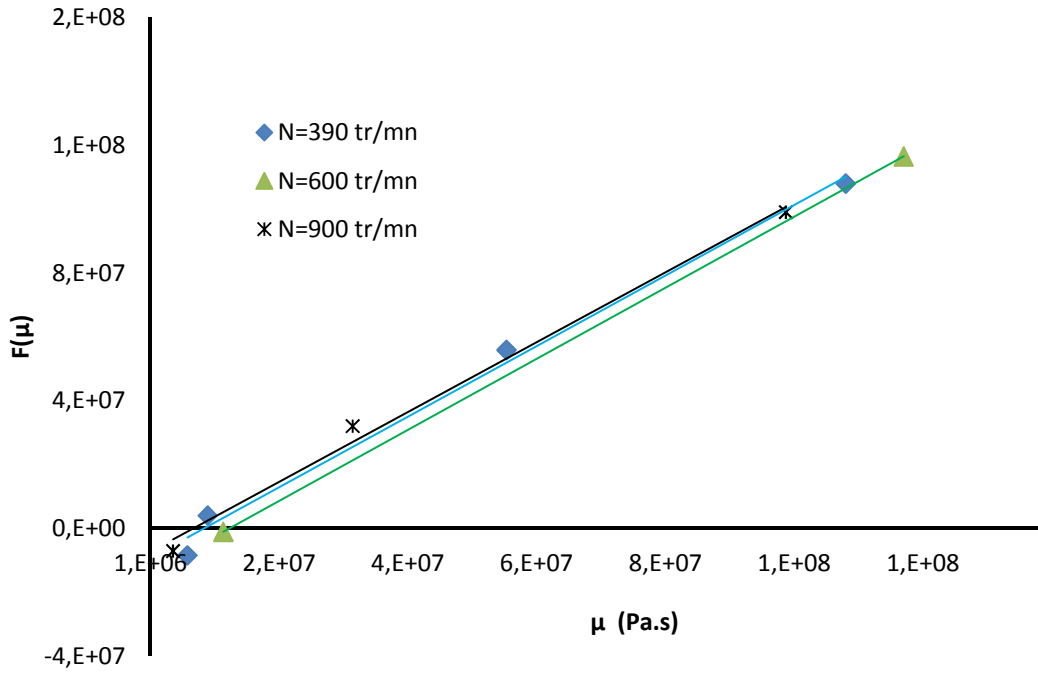


Figure IV.24: Evolution de la fonction  $F(\bar{\mu})$  en fonction de  $\bar{\mu}$  pour différentes vitesses de rotation à vitesse de soudage constante ( $v_a = 500\text{mm} / \text{mn}$ ).

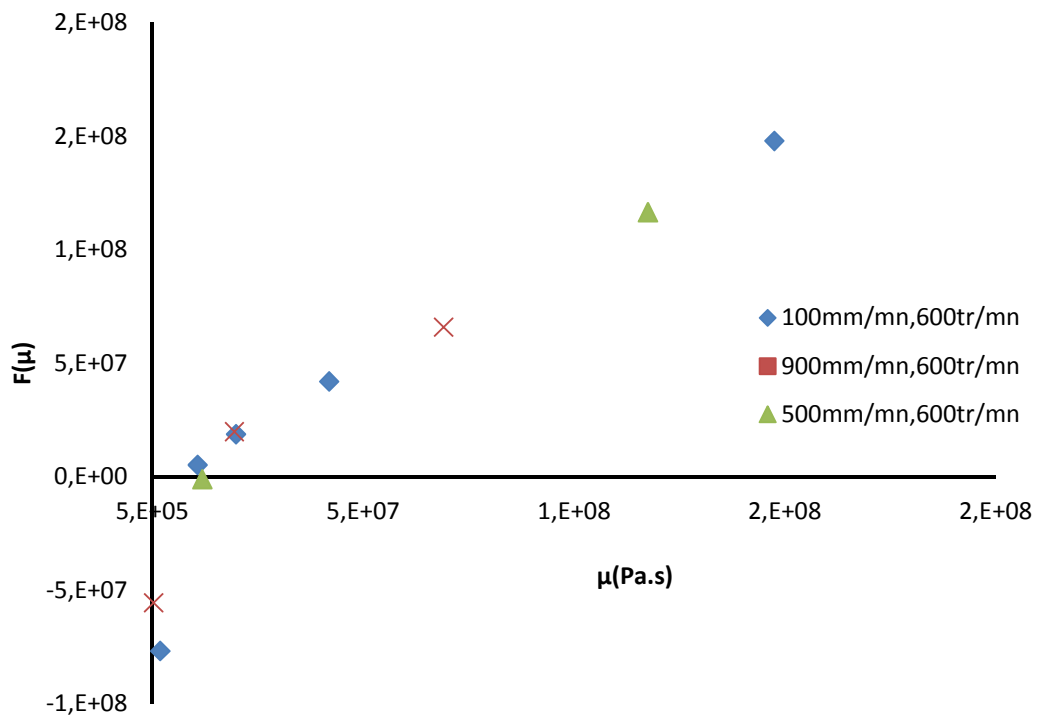


Figure IV.25: Evolution de la fonction  $F(\bar{\mu})$  en fonction de  $\bar{\mu}$  pour différentes vitesses de soudage à vitesse de rotation constante ( $600\text{tr} / \text{mn}$ ).

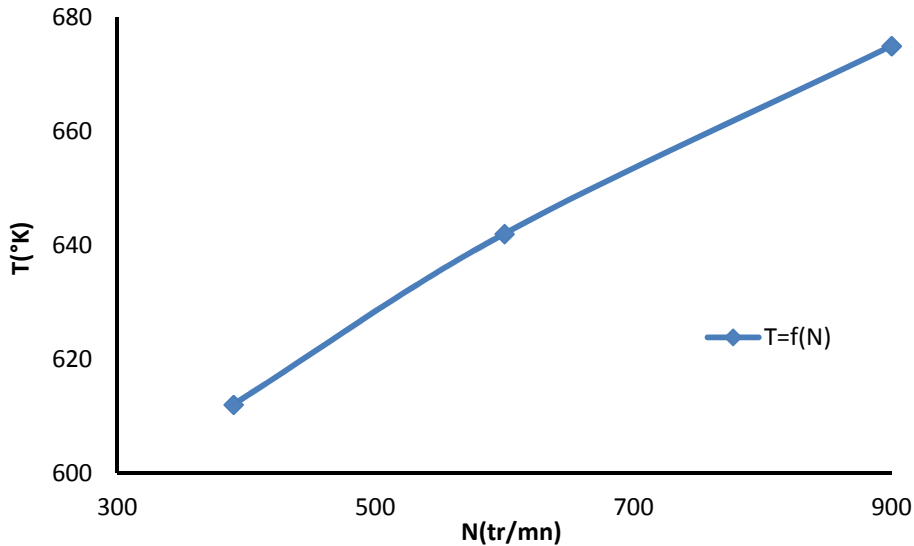


Figure IV.26: Evolution de la température maximale en fonction de la vitesse de rotation à vitesse de soudage constante ( $v_a = 500\text{mm} / \text{mn}$ ).

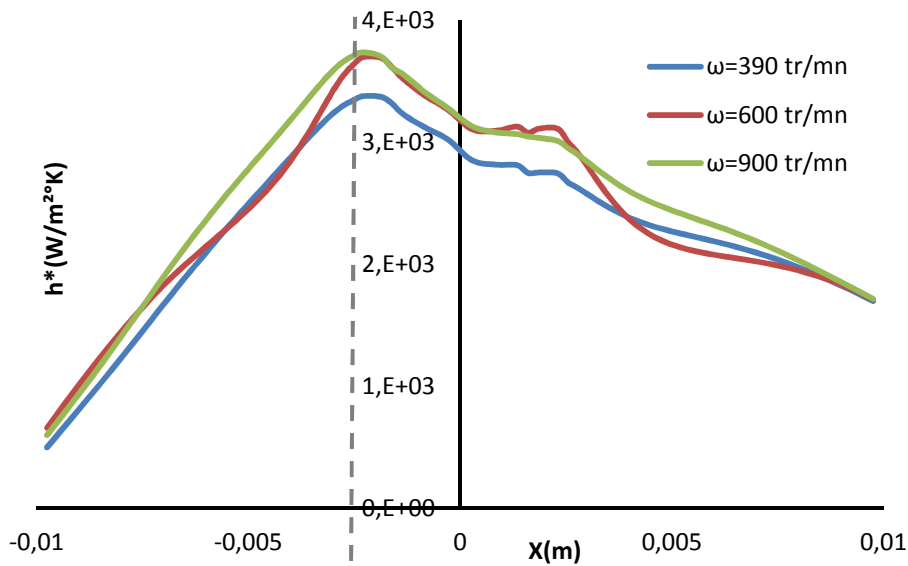


Figure IV.27: Evolution du coefficient d'échange thermique suivant une ligne ( $xx'$ ) à l'interface plaque soudée/enclume pour différentes vitesses de rotation à vitesse de soudage constante ( $v_a = 500\text{mm} / \text{mn}$ ).

Dans ce paragraphe, on étudie l'influence de la vitesse de soudage  $v_a$  sur la distribution de la température pour trois valeurs: 100, 500 et 900 mm/mn. La vitesse de rotation est maintenue constante (600tr/mn). Dans la figure IV.26, on a montré que la température

maximale augmente légèrement avec la vitesse de rotation. Par contre, elle décroît fortement avec la vitesse de soudage pour une vitesse de rotation fixe, figure IV.28. La distribution de la température en fonction de la vitesse d'avance est présentée dans la figure IV.29. On y note également que la température décroît suivant la direction d'avance quand  $v_a$  augmente. Ceci est dû au fait que la conduction devient plus faible par rapport au transport de chaleur par convection de la matière ( $v \nabla v$ ) quand  $v_a$  augmente. Ceci se traduit par un nombre de Peclet plus grand. Pour une longueur caractéristique égale au rayon de l'épaulement, la vitesse caractéristique vaut  $0.119 \text{ m/s}$  pour le cas de soudage  $100\text{mm/mn}$ ,  $600\text{tr/mn}$ , ce qui donne un nombre de Peclet égal à  $14,13$ . Le nombre de Peclet est calculé à partir de la relation suivante :

$$P_e = \frac{\rho v C_p L_r}{\lambda} \quad \text{Eq IV.8}$$

Avec  $v$  la vitesse linéaire et  $L_r$  la longueur caractéristique donnée.

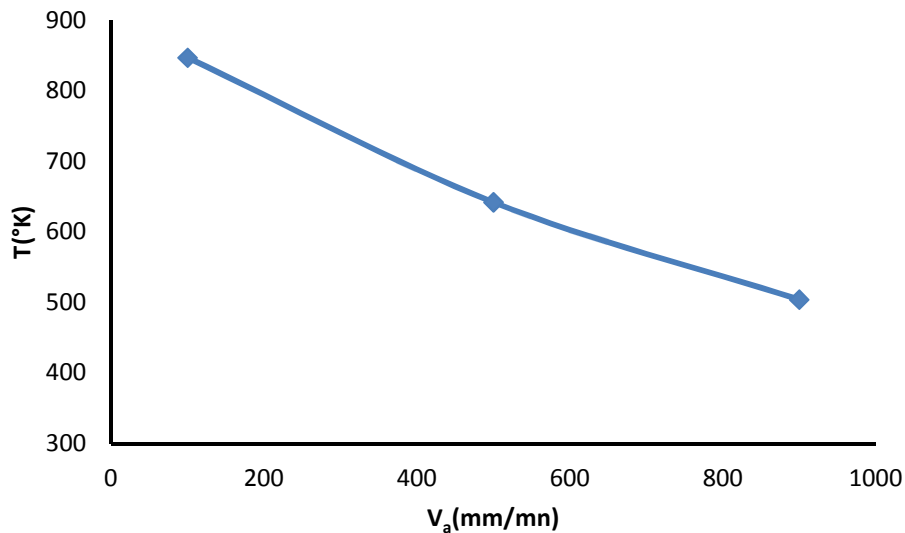


Figure IV.28: Evolution de la température maximale en fonction de la vitesse de soudage à vitesse de rotation constante (600tr/mn).

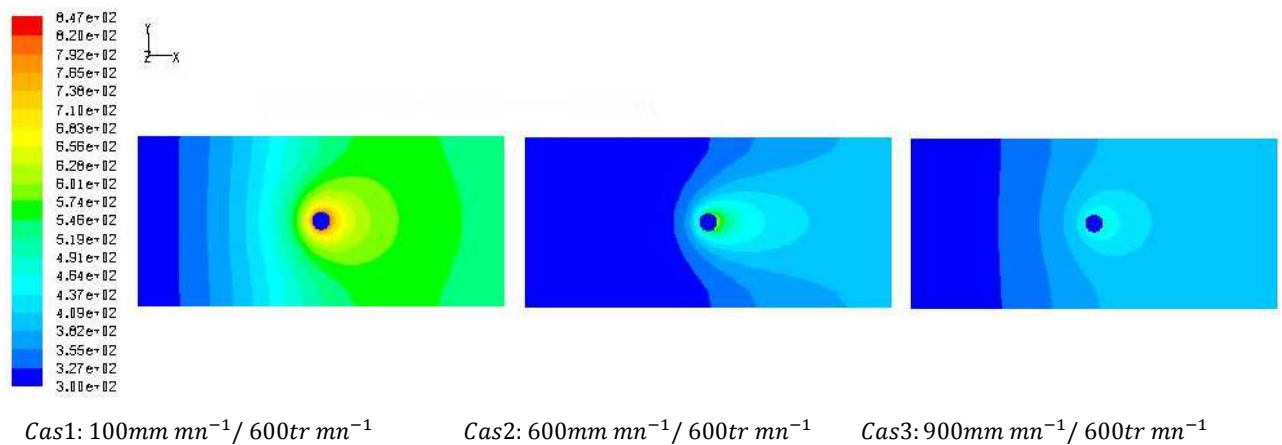




Figure IV.29: Représentation des isothermes pour trois cas. Vue selon la face de dessus de l'ensemble (outil, plaques et la plaque support).

Lors du procédé FSW, le couple dépend de plusieurs variables tels que la pression appliquée par la machine de soudage, la géométrie de l'outil, les conditions de soudage, les conditions de frottement entre l'outil et la plaque à souder, ainsi que le comportement du matériau à souder. Le couple sur l'outil,  $\mathcal{C}_{\text{outil/pièces}}$ , est facilement mesuré lors d'une expérience FSW. Dans le modèle que nous proposons, les contacts outil/plaque sont supposés parfaitement collants. Ainsi, la puissance fournie au système est totalement transformée en déformation plastique. Nous supposons que la puissance due à l'avance est négligeable c'est montré dans plusieurs travaux et donné dans le chapitre 1, on a donc :

$$\omega \mathcal{C}_{\text{outil/pièces}} = \int_V \sigma_{ij} \dot{\epsilon}_{ij} dV \quad \text{Eq IV.9}$$

Dans la figure IV.30, on montre que le couple prédit par le modèle décroît quand on augmente la vitesse de rotation. La diminution du couple est due à une augmentation de la vitesse de déformation et de la température, ce qui entraîne une diminution de la viscosité du matériau conduisant à une chute de la contrainte d'écoulement. Ceci est en accord qualitativement avec les tendances expérimentales de la littérature [Peel et al. 06], [Zimmer et al. 09] et [Jacquin et al. 11].

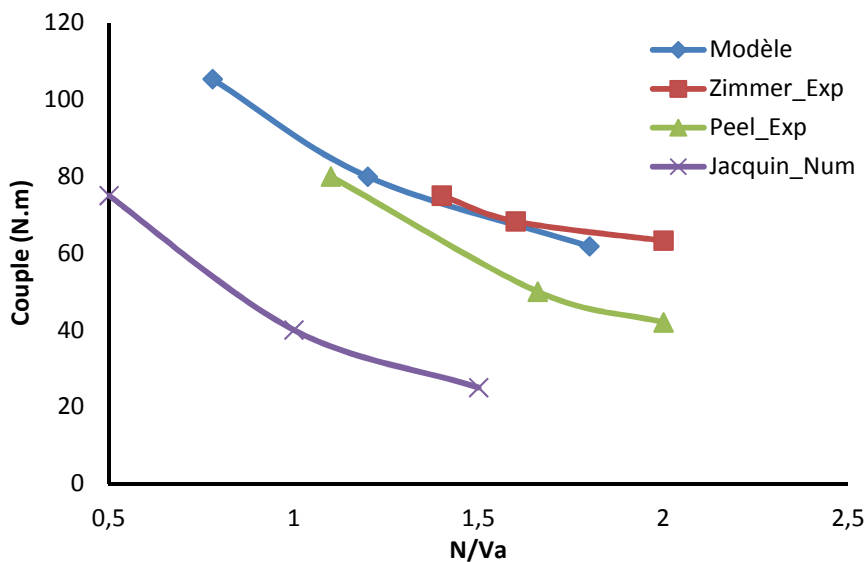


Figure IV.30: Evolution du couple ( $\mathcal{C}_{\text{outil/pièces}}$ ) en fonction du rapport  $N/v_a$

Dans le tableau IV.5, on montre que la puissance croît dès qu'on augmente la vitesse de rotation et on montre également la baisse du rapport des efforts ( $\frac{F_x}{F_y}$ ) qui est en accord avec les résultats expérimentaux de [Zimmer et al. 09].

Tableau IV.5: Puissance et efforts numériques

Cas du soudage ( $v_a/N$ )	P(W)	$F_x$ (N)	$F_y$ (N)	$ F_x/F_y $
500/ 390	4,3E + 03	4,13E + 03	-1,59E + 03	2.59
500/ 600	5,02E + 03	2,40E + 03	-1,16E + 03	2.06
500/ 900	5,82E + 03	1,59E + 03	-0,942E + 03	1.68

Dans le tableau IV.6, on montre les flux de chaleurs pompés par l'outil et la plaque support. On remarque que les résultats de notre modèle sont comparables à ceux de la littérature.

Tableau IV.6: Flux de chaleur pompé par les différentes parties du système

Cas du soudage ( $v_a/N$ )	$Q_{sh}$ (W)	$Q_{ps}$ (W)	$Q_{tôles}$ (W)	$Q_{sh}$ (%)	$Q_{ps}$ (%)	$Q_{tôles}$ (%)
500/ 600	278	900	5020	4.4	14.56	80.93
[Simar et al. 04]				5	-	95

Nous avons pu constater qu'une montée de la température de quelques dizaines de degrés peut contribuer à une baisse notable des efforts mis en jeu et améliore le rendement du procédé. Le rendement du système pour le cas du soudage indiqué ci-dessus vaut  $\eta = 81\%$ .

#### IV.4 Conclusion

Dans ce chapitre, nous avons présenté un modèle numérique pour la simulation du soudage par friction et malaxage. L'étude a été centrée principalement sur la prise en compte d'une façon appropriée des conditions aux limites thermiques. Pour cela, nous avons proposé deux modèles séparés mais couplés. Un modèle thermomécanique pour la zone de malaxage entourant l'outil et un modèle purement thermique qui prend en compte la totalité du système à savoir les tôles à souder, l'outil et la plaque support. Dans cette étude, une loi de comportement thermomécanique est utilisée uniquement pour la zone de malaxage autour de l'outil. L'algorithme proposé est aussi utilisé pour le soudage de plaques de grandes dimensions avec un coût qui reste faible en temps de calcul puisque le problème thermomécanique reste de taille réduite.

## CONCLUSION GENERALE

La technologie de soudage par friction-malaxage est un atout majeur pour l'industrie depuis sa création. Malgré sa courte histoire, elle a trouvé des applications répandues dans divers secteurs industriels. Les alliages d'aluminium de la série 7000 sont beaucoup étudiés dans le cadre de ce procédé du fait qu'ils sont beaucoup utilisés en aéronautique et ne peuvent être soudés que par ce procédé.

L'étude menée dans cette thèse porte sur la modélisation et la simulation numérique du procédé de soudage par friction malaxage. Pour aider à la compréhension des phénomènes thermiques et de l'écoulement de la matière au cours du soudage, différentes parties sont abordées dans cette thèse.

Une synthèse bibliographique était nécessaire pour introduire le principe du procédé d'assemblage et pour cerner les paramètres opératoires les plus influents sur les caractéristiques des assemblages soudés et en particulier sur la génération de la chaleur et sur la géométrie de l'écoulement. Ensuite nous avons mis l'accent sur plusieurs points, étudiés dans la littérature, caractérisant le procédé de soudage par friction et malaxage comme l'effet de la géométrie de l'outil sur le transfert de chaleur et sur l'écoulement de la matière au cours du soudage, les méthodes de visualisation des flux de matière, les types de modélisations existant dans la littérature et l'apport de la modélisation des paramètres cinématiques, tribologiques et physiques sur le comportement thermomécanique du procédé.

La modélisation de l'écoulement de la matière reste une tâche très difficile et des études expérimentales pour comprendre les phénomènes apparaissant dans le cordon de soudure sont toujours nécessaires. Dans le chapitre 2 nous avons présenté un travail expérimental portant sur l'étude de l'influence de la géométrie de l'outil sur l'écoulement de la matière. Il s'agit de deux types d'outils non filetés pour le soudage: un outil à pion cylindrique et un outil à pion avec méplats et six jeux de paramètres procédés sont considérés dans le soudage de l'aluminium 7020-T6. Dans cette étude, deux paramètres sont modifiés d'une expérience à une autre pour assurer des soudures sans défauts flash et tunnels. Cette combinaison de paramètres relevait plus de l'expérience de l'opérateur que d'une étude théorique sur le procédé. L'analyse de l'écoulement est effectuée grâce à des marqueurs, feuillard de cuivre, insérés longitudinalement entre les pièces avant le passage de l'outil. Des échantillons métallographiques issues des différents cordons de soudure sont polis puis observés avec un microscope polarisé. Grâce à cette technique, plusieurs résultats sur l'écoulement de la matière sont obtenus :

- Après le passage de l'outil, le feuillard est retrouvé découpé en morceaux derrière l'outil avec trois types de répartition qualifié de "slant", "bi" et "scatter" pour les deux pions (cylindrique et avec méplats).
- La majorité des flux de matière se produit du côté de retrait et le transport de la matière plastifiée s'effectue derrière l'outil et forment le joint soudé.

- Les répartitions de type "slant" formées par les morceaux de cuivre dans le plan de la tôle sous l'épaulement sont positionnées en différentes positions par rapport à la ligne centrale de jonction. Ce résultat est retrouvé par simulation numérique.
- Des répartitions des morceaux de cuivre sous forme d'arcs alternatifs et irréguliers sont observées au niveau du pied de soudure pour les deux cas de soudage. L'origine de cette fluctuation est encore inconnue et il a été suggéré qu'elle pourrait résulter d'une variation de la condition de contact à l'interface matériau/outil.
- Une particule de cuivre peut faire plus qu'un tour si le feuillard est placé au milieu sur la ligne centrale de la soudure et n'est pas très influencé par l'épaulement si le feuillard est décalé.
- Des défauts de compacité sont observés en en pied de soudure pour les deux pions (cylindrique et avec méplats).

Les résultats obtenus ici avec des pions non filetés sont similaires aux expériences de la littérature réalisées avec des outils filetés.

Le nombre élevé de paramètres intervenant dans un cycle de soudage rend nécessaire l'utilisation et l'exploitation de l'outil numérique... Dans la thèse, nous avons développé un modèle dans le logiciel Fluent, basé sur l'approche CFD (Continuum Fluids Dynamics) et une formulation eulérienne. Dans un premier temps, à l'aide d'un premier modèle numérique, nous avons vérifié les performances du code de calcul. Une première étude analysant l'influence du maillage et des paramètres opératoires sur les résultats thermomécaniques a été effectuée. Une deuxième étude discutant les résultats issus de deux types de contact (collant et glissant) a été ensuite présentée.

Avec le modèle collant, nous avons vérifié que le couple de soudage augmente et que la température maximale diminue lorsque le coefficient d'échange thermique caractérisant le transfert thermique entre la plaque et la plaque-support augmente. Les niveaux de la température maximale et du couple obtenus par ce modèle avec un coefficient d'échange thermique  $h = 4000W/m^2K$  apparaissent acceptables. Par contre avec le modèle glissant et un coefficient d'échange thermique  $h = 100W/m^2K$ , la température maximale atteinte est cohérente mais la valeur du couple est légèrement supérieure à ce qu'on peut trouver dans la littérature. L'étude menée avec ce modèle a porté aussi bien sur les températures que sur les mouvements de matière lors du soudage.

L'influence des paramètres procédés (vitesse d'avance, vitesse de rotation, effort de plongée) a été étudiée à l'aide du deuxième modèle (glissant). Les résultats numériques obtenus expliquent en grande partie les observations expérimentales sur l'écoulement de la matière. Les lignes de courant montrent que les particules matérielles (de cuivre) peuvent être installées en différentes positions du côté AS en partie haute de la soudure. En pied de soudure, les lignes de courant sont majoritairement placées au milieu du joint ou en RS. Une ligne de courant qui passe par le milieu du joint fait plusieurs tours, ce qui confirme l'existence d'une zone de rotation autour de l'outil.

Afin de répondre aux différentes questions posées sur les conditions aux limites et la répartition des flux de chaleur, issues des sources dans le matériau malaxé, dans l'outil et la plaque-support, nous avons proposé un modèle numérique original. L'étude a été centrée principalement sur la prise en compte d'une façon appropriée des conditions aux limites thermiques et de la loi de comportement du matériau. Pour ce faire, une zone définissant la zone de malaxage entourant l'outil (''boite'') est couplée avec le reste des plaques à souder. La boîte toute seule et la boîte dans un système qui comprend le reste des plaques à souder, la plaque-support et l'outil forment deux modèles séparés mais couplés. Le premier modèle est thermomécanique pour la zone de malaxage et le deuxième modèle est purement thermique. Il prend en compte les flux thermiques diffusés de la zone de malaxage vers la totalité du système à savoir le reste des tôles à souder, l'outil et la plaque support. Dans cette étude, l'approche proposée entre les deux modèles est réalisée d'une manière itérative avec correction des conditions aux limites thermiques jusqu'à la convergence. Enfin, différents cas d'études sont effectués avec cet algorithme. Les possibilités de l'algorithme sont exploitées pour optimiser les paramètres du procédé. Les résultats thermomécaniques: distribution de la température, le niveau de la viscosité définissant la zone de malaxage, la puissance totale, les pourcentages des flux de chaleur dans l'outil et dans la plaque-support, les efforts et le couple de soudage sont comparables aux résultats expérimentaux.

L'avantage de cet algorithme est qu'il peut être utilisé pour le soudage de plaques de grandes dimensions avec un coût qui reste faible en temps de calcul puisque le problème thermomécanique reste de taille réduite et la loi de comportement utilisée concerne seulement la zone de malaxage.

## REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES

### A

- [**Amancio-Filho et al. 08**] S.T. Amancio-Filho, S. Sheikhi, J.F. dos Santos, C. Bolfarini. Preliminary study on the microstructure and mechanical properties of dissimilar friction stir welds in aircraft aluminium alloys 2024-T351 and 6056-T4. *Journal of Materials Processing Technology*. 206. 2008. 132-142.
- [**Arbegast et Hartley. 98**] W.J. Arbegast, P.J. Hartley. Proceedings of the Fifth International Conference on Trends in Welding Research, Pine Mountain, GA, USA, June 1-5, 1998, p. 541.
- [**Assidi et al. 10**] M. Assidi, L. Fourment, S. Guerdoux, T. Nelson. Friction model for friction stir welding process simulation: Calibrations from welding experiments. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*. 50. 2010. 143-155.
- [**Awang et al. 05**] M. Awang, V. H. Mucino, Z. Feng, S. A. David. Thermo-Mechanical Modeling of Friction Stir Spot Welding (FSSW) Process: Use of an Explicit Adaptive Meshing Scheme. SAE International .2005-01-1251.

### B

- [**Bastier et al. 06**] A. Bastier. Modélisation du soudage d'alliages d'aluminium par friction et malaxage. Ph.D. thesis, École Polytechnique, France. 2006.
- [**Balasubramanian 08**] V. Balasubramanian. Relationship between base metal properties and friction stir welding process parameters. *Materials Science and Engineering A*. 480. 2008. 397-403.

### C

- [**Colegrove et al. 2004**] P. A. Colegrove, H. R. Shercliff. Development of Trivex friction stir welding tool part 1: two-dimensional flow modelling and experimental validation. *Science and Technology of Welding and Joining*, 9. 2004. 345-351.
- [**Choi et al. 09**] D. H. Choi, C. Y. Lee, B. W. Ahn, J.H. Choi, Y.M. Yeon. Frictional wear evaluation of WC-Co alloy tool in friction stir spot welding of low carbon steel plates. *Int. Journal of Refractory Metals & Hard Materials* 27. 2009. 931-936.
- [**Chen et Kovacevic. 03**] C.M. Chen, R. Kovacevic / *International Journal of Machine Tools & Manufacture* 43. 2003. 1319-1326.
- [**Colegrove et Shercliff. 06**] P. A. Colegrove, H. R. Shercliff. CFD modelling of friction stir welding of thick plate 7449 aluminium alloy. *Science and Technology of Welding and Joining*. 11. 2006. 429- 441.
- [**Colegrove et Shercliff 04**] Paul A. Colegrove, Hugh R. Modelling the Friction Stir Welding of Aerospace Alloys. Shercliff. 5th International Symposium on Friction Stir Welding, Metz, France, 14-16 September 2004.
- [**Colegrove 06**] Paul Colegrove. Modelling the Heat Generation, Temperature and Microstructure of Friction Stir Welds using Comsol Multiphysics. Excerpt from the Proceedings of the COMSOL Users Conference Birmingham. 2006.
- [**Colegrove et Shercliff 05**] Paul A. Colegrove, Hugh R. Shercliff. 3-Dimensional CFD modelling of flow round a threaded friction stir welding tool profile. *Journal of Materials Processing Technology* 169. 2005. 320-327.

[**Chen et al. 08**] Z.W. Chen, T. Pasang, Y. Qi. Shear flow and formation of Nugget zone during friction stir welding of aluminium alloy 5083-O. *Materials Science and Engineering A*. 474. 2008. 312-316.

[**Colligan 99**] K. Colligan. Material Flow Behavior during Friction Stir Welding of Aluminum. June 14-16, 1999. 229-237.

[**Chao et al. 03**] Yuh J. Chao, X. Qi, W. Tang. Heat Transfer in Friction Stir Welding Experimental and Numerical Studies. 125. 2003. 138-145.

## D

[**Deng et al. 01**] Z. Deng, M. R. Lovell, K. A. Tagavi. *J Manuf Sci Eng*. 123. 2001. 647-53.

## E

[**Esmaily et al. 10**] M. Esmaily, A. Shokuhfar. Numerical simulation of heat transfer in friction stir welding of 7075-T6 aluminum alloy and high carbon steel using Arbitrary Lagrangian Eulerian technique. *Mat. wiss. u.Werkstofftech*. 41. 2010. 350-355.

## F

[**Fujii et al. 06**] Hidetoshi Fujii, Ling Cui, Nobuhiro Tsuji, Masakatsu Maeda, Kazuhiro Nakata, Kiyoshi Nogi. Friction stir welding of carbon steels. *Materials Science and Engineering A* 429.2006.50-57.

[**Fratini et al. 07**] L. Fratini, G. Buffa, R. Shivpuri. Improving friction stir welding of blanks of different thicknesses. *Materials Science and Engineering*. 459 . 2007. 209-215.

[**Fluent 6.3**] FLUENT 6.3 User's Guide. 2003.

[**Frigaard et al. 01**] Frigaard, Grong, O.T. Midling. A Process Model for Friction Stir Welding of Age Hardening Aluminum Alloys. *Metallurgical and materials transactions*. 32. 2001. 1189.

[**Fourment et al. 04**] L. Fourment, S. Guerdoux, M. Miles, and T. Nelson. Numerical Simulation of the Friction Stir Welding Process using both Lagrangian and Arbitrary Lagrangian Eulerian Formulations. In *5th International Symposium on Friction Stir Welding*, Metz, France, 2004.

[**Feulvarch et al. 12**] E. Feulvarch, J.-C. Roux, J.-M. Bergheau. A simple and robust moving mesh technique for the finite element simulation of Friction Stir Welding. *Journal of Computational and Applied Mathematics* . xxx. 2012. xxx-xxx.

## G

[**Gratecap. 07**] F. Gratecap. Contributions au procédé de soudage par frottement et malaxage FSW. Thèse Ecole Centrale de Nantes, 2007.

[**Guerdoux et Fourment. 09**] S Guerdoux et L Fourment. A 3D numerical simulation of different phases of friction stir welding. modelling and simulation in materials science and engineering 17.2009.075001.32pp.

[**Gemme et al. 10**] F. Gemme, Y. Verreman, L. Dubourgb, M. Jahazi. Numerical analysis of the dwell phase in friction stir welding and comparison with experimental data. *Materials Science and Engineering A*. 527. 2010.4152-4160.

[**Guerra et al. 03**] M. Guerra, C. Schmidt, J. C. McClure, L.E. Murr, A.C. Nunes. Flow patterns during friction stir welding. *Materials Characterization*. 49. 2003. 95- 101.

[**Guerdoux et Fourment. 07**] Simon Guerdoux, Lionel Fourment. Error Estimation And Accurate Mapping Based ALE Formulation For 3D Simulation Of Friction Stir Welding. *American Institute of Physics*. 2007.

**H**

- [**Hamilton et al. 03**] C. Hamilton, S. Dymek, A. Sommers .A thermal model of friction stir welding in aluminum alloys. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*. 48. 2008. 1120-1130.
- [**Hashimoto et al. 99**] T. Hashimoto, S. Jyogan, K. Nakata, Y.G. Kim, M. Ushio. *Proceedings of the First International Symposium on Friction Stir Welding*, Thousand Oaks, CA, USA, June 14-16, 1999.
- [**Heurtier et al. 06**] P. Heurtier, M.J. Jones, C. Desrayaud, J.H. Driver, F. Montheillet, D. Allehaux. Mechanical and thermal modelling of Friction Stir Welding. *Journal of Materials Processing Technology*. 171. 2006. 348-357.
- [**Hori et al. 99**] H. Hori, S. Makita, H. Hino. *Proceedings of the First International Symposium on Friction Stir Welding*, Thousand Oaks, CA, USA, June 14–16, 1999.
- [**Hosein et al. 09**] Hosein Atharifar, Dechao Lin, Radovan Kovacevic. Numerical and Experimental Investigations on the Loads Carried by the Tool During Friction Stir Welding. *JMEPEG*. 18. 2009. 339-350.
- [**Hilgert et al. 011**] J. Hilgert, H.N.B. Schmidt, J.F. dos Santos, N. Huber. Thermal models for bobbin tool friction stir welding. *Journal of Materials Processing Technology*. 211. 2011. 197-204.
- [**Hamilton et al. 08**] C. Hamilton, S. Dymek, A. Sommers. A thermal model of friction stir welding in aluminum alloys. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*. 48.2008. 1120-1130.
- [**Hutchinson et al. 90**] B. R. Hutchinson, G. D. Raithby. A numerical method based on the additive correction strategy. *Numerical heat transfer*. 9. 1986. 511-537.
- [**Hirasawa et al. 10**] Shigeki Hirasawa, Harsha Badarinarayan, Kazutaka Okamoto, Toshio Tomimura, Tsuyoshi Kawanami. Analysis of effect of tool geometry on plastic flow during friction stir spot welding using particle method. *Journal of Materials Processing Technology* 210. 2010. 1455-1463.

**J**

- [**Jafarzadegan et al. 12**] M. Jafarzadegan, A. H. Feng, A. Abdollah-zadeh, T. Saeid, J. Shen, H. Assadi. Microstructural characterization in dissimilar friction stir welding between 304 stainless steel and st37 steel. *Materials characterization* 74. 2012. 28-41.
- [**Jemal. 11**] N. Jemal. Qualification du domaine de soudabilité en soudage par friction malaxage. *l'École Nationale Supérieure d'Arts et Métiers*. 2011.
- [**Jacquin et al. 11**] D. Jacquin, B. de Meesterb, A. Simar, D. Deloison, F. Montheillet, C. Desrayaud. A simple Eulerian thermomechanical modeling of friction stir welding. *Journal of Materials Processing Technology*. 211. 2011. 57-65.

**K**

- [**Kong et al. 99**] H. S. Kong, M. F. Ashby. *MRS Bulletin* 1991(October).
- [**Khandkar et Khan. 2006**] Mir Zahedul H. Khandkar, Jamil A. Khan, Anthony P. Reynolds, Michael A. Sutton. Predicting residual thermal stresses in friction stir welded metals. *Journal of Materials Processing Technology*. 174. 2006. 195-203.
- [**Kim et al. 06**] Y.G. Kim, H. Fujii, T. Tsumura, T. Komazaki, K. Nakata. Three defect types in friction stir welding of aluminum die casting alloy. *Materials Science and Engineering A*. 415. 2006. 250-254.

**L**



- [**Lammlein et al. 09**] D.H. Lammlein, D.R. DeLapp, P.A. Fleming, A.M. Strauss, G.E. Cook. The application of shoulderless conical tools in friction stir welding: An experimental and theoretical study. *Materials and Design*. 30. 2009. 4012-4022.
- [**Li et al. 98**] Ying Li, L.E. Murr and J.C. McClure. solid-state flow visualization in the frictionstir welding of 2024-Al to 6061-Al. *Scripta Materialia*. 40. 1999. 1041-1046.
- [**Li et al. 99**] Ying Li, L.E. Murr and J.C. McClure. Flow visualization and residual microstructures associated with the friction-stir welding of 2024 aluminum to 6061 aluminum. *Materials Science and Engineering A*. 271. 1999. 213-223.
- [**Liechty et Webb 07**] B.C. Liechty, B.W. Webb. The use of plasticine as an analog to explore material flow in friction stir welding. *Journal of Materials Processing Technology*. 184. 2007. 240-250.
- [**Lorrain et al. 10**] Olivier Lorrain, Véronique Favier, Hamid Zahrouni, Didier Lawrjaniec. Understanding the material flow path of friction stir welding process using unthreaded tools. *Journal of Materials Processing Technology*. 210. 2010. 603-609.
- [**Lorrain. 10**] Olivier Lorrain. Analyses expérimentale et numérique du procédé de soudage par friction malaxage FSW. l'École Nationale Supérieure d'Arts et Métiers. 2010.

## M

- [**Mahoney et al. 98**] M.W. mahoney, C.G. rhodes, J.G. flintoff, R.A. spurling, and W.H. bingel. Properties of Friction-Stir-Welded 7075 T651 Aluminum. *metallurgical and materials transactions A*. 29.1998.1955-1964.
- [**Mandal et al. 08**] S. Mandal, J. Rice, A.A. Elmustafa. Experimental and numerical investigation of the plunge stage in friction stir welding. *journal of materials processing technology*. 203. 2008. 411-419.
- [**Ma et al. 09**] X. Ma, M.B. de-Rooij, D.J.Schipper. On the formation of a sticking layer on the bearing during thin-section aluminium extrusion. Excerpt from the Proceedings of the COMSOL Conference 2009 Milan.
- [**Moreira et al. 09**] P.M.G.P. Moreira, T. Santos, S.M.O. Tavares, V. Richter-Trummer, P. Vilaça, P.M.S.T. de Castro. Mechanical and metallurgical characterization of friction stir welding joints of AA6061-T6 with AA6082-T6. *Materials and Design*. 30. 2009. 180-187.
- [**Midling et al. 94**] O.T. Midling, T.H. Sanders, Jr., E.A. Strake. Proceedings of the Fourth International Conference on Aluminum Alloys. Georgia Institute of Technology, School of Materials Science and Engineering, Atlanta, GA, USA. 1. 1994. 451-458.
- [**Mandal et Williamson 06**] S. Mandal, K. Williamson. A thermomechanical hot channel approach for friction stir welding. *Journal of Materials Processing Technology*. 174. 2006. 190-194.

## N

- [**Nandan et al. 06**] R. NANDAN, G.G. ROY, and T. DEBROY. Numerical Simulation of Three-Dimensional Heat Transfer and Plastic Flow During Friction Stir Welding. *metallurgical and materials transactions a*. 37. 2006.1247- 1259.
- [**Nandan et al. 07**] R. Nandan, G.G. Roy, T.J. Lienert, T. Debroy. Three dimensional heat and material flow during friction stir welding of mild steel. *Acta Materialia*. 55. 2007. 883-895.
- [**Nandan et al. 08**] R. Nandan, T. DebRoy, H.K.D.H. Bhadeshia. Recent advances in friction-stir welding – Process, weldment structure and properties. *Progress in Materials Science*. 53. 2008. 980-1023.

**O**

[**Ouyang et al. 06**] Jiahu Ouyang, Eswar Yarrapareddy, Radovan Kovacevic. Microstructural evolution in the friction stir welded 6061 aluminum alloy (T6-temper condition) to copper. *Journal of Materials Processing Technology*. 172. 2006. 110-122.

**P**

[**Peel et al. 06**] Peel, M. J., Steuwer, A., Withers, P. J., Dickerson, T., Shi, Q., & Shercliff, H. Dissimilar friction stir welds in AA5083-AA6082. Part I: Process parameter effects on thermal history and weld properties. *Metallurgical and Materials Transactions A*. 37. 2006. 2183-2193.

[**Pedro Vilaça et al. 05**] Pedro Vilaça, Luisa Quintino, Jorge F. dos Santos. iSTIR-Analytical thermal model for friction stir welding. *Journal of Materials Processing Technology*. 169. 2005. 452-465.

[**Peel et al. 03**] M. Peel, A. Steuwer, M. Preuss, P.J. Withers Microstructure, mechanical properties and residual stresses as a function of welding speed in aluminium AA5083 friction stir welds. *Acta Materialia*. 51. 2003. 4791-4801.

[**Prado et al. 03**] R.A. Prado, L.E. Murr, K.F. Soto, J.C. McClure. Self-optimization in tool wear for friction-stir welding of Al-6061+20% Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> MMC. *Materials Science and Engineering A*. 349. 2003. 156-165.

[**Patankar 1972**] S. V. Patankar. Calculation of the flow field. Dans *Numerical Heat Transfer and fluid flow*. Chapitre 6, pages 126-130. Hemisphere Publishing Corporation, 1980.

**S**

[**Schneider et al. 09**] J.A. Schneider, A.C. Nunes, Jr, M.S. Brendel. The Influence of Friction Stir Weld Tool Form and Welding Parameters on Weld Structure and Properties: Nugget Bulge in Self Reacting Friction Stir Welds. 8th International Symposium on Friction Stir Welding MARITIM Seehotel Timmendorfer Strand, Germany.

[**Shultz et al. 12**] Edward F. Shultz, Axel Fehrenbacher, Frank E. Pfefferkorn, Michael R. Zinn, Nicola J. Ferrier. Shared control of robotic friction stir welding in the presence of imperfect joint fit-up. *Journal of Manufacturing Processes* xxx. 2012. xxx-xxx.

[**Sato et al. 02**] Yutaka S. Sato, Mitsunori Urata, Hiroyuki Kokawa, Keisuke Ikeda. Recovery retardation in equal channel angular pressed Al-Zr alloy during friction stir welding. *Scripta Materialia* 47. 2002. 869-873.

[**Seidel et Reynolds. 01**] T. U. Seidel, A. P. Reynolds. Visualization of the material flow in AA2195 friction-stir welds using a marker insert technique. *Metallurgical and materials transactions A*. 32A. 2001. 2879-2884.

[**Sanders. 05**] J. Sanders. Understanding the material flow path of the friction stir weld process. Master thesis, Faculty of Missipi State University, USA, 2007.

[**Somasekharan et Murr 2004**] A.C. Somasekharan, L.E. Murr. Microstructures in friction-stir welded dissimilar magnesium alloys and magnesium alloys to 6061-T6 aluminum alloy. *Materials Characterization*. 52. 2004. 49- 64.

[**Shi et al. 03**] Qing-yu Shi, Terry Dickerson, Hugh R Shercliff. Thermomechanical FE modeling of friction stir welding of Al-2024 including Tool loads. 4th international symposium on friction stir welding. Parck City, Utah, USA, 14-16 May 2003.

[**Schneider et al. 06**] Judy Schneider, Ronald Beshears, Arthur C. Nunes Jr. Interfacial sticking and slipping in the friction stir welding process. *Materials Science and Engineering A*. 436. 2006. 297-304.

[**Song et Kovacevic 03**] M. Song, R. Kovacevic. Thermal modeling of friction stir welding in a moving coordinate system and its validation. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*. 43. 2003. 605-615.

**[Sheppard et Wright. 79]** T. Sheppard, D. Wright. Determination of flow stress: Part 1 constitutive equation for aluminum alloys at elevated temperatures. *Met Technol.* 23. 1979. 215.

**[Schmidt et al. 04]** H. Schmidt, J. Hattel. Proceedings of the Fifth International Symposium on Friction Stir Welding, Metz. 2004.

**[Schmidt et al. 04a]** H. Schmidt, J. Hattel, J. Wert. An analytical model for the heat generation in friction stir welding. *Modelling and simulation in materials science and engineering.* 12. 2004. 143-157.

**[Schmidt et Hattel 08]** H. B. Schmidt, J. H. Hattel. Thermal modelling of friction stir welding. *Scripta Materialia.* 58. 2008. 332-337.

**[Sellars et McTegart 66]** C. M. Sellars, W. J. McTegart. *Acta Metall.* 9. 1966. 8-14.

**[Schmidt et al. 06]** H.N.B. Schmidt, T.L. Dickerson, J.H. Hattel. Material flow in butt friction stir welds in AA2024-T3. *Acta Materialia.* 54. 2006. 1199-1209.

**[Simar et al. 04]** A. Simar, T. Pardoen, B. de Meester. Influence of friction stir welding parameters on the power input and temperature distribution in aluminium alloys. 5th International Friction Stir Welding Symposium. Metz, France, 2004.

## T

**[Thomas et al. 2003]** W.M. Thomas, K.I. Johnson, C.S. Wiesner. Friction stir welding-Recent developments in tool and process technologies. *Advanced Engineering Materials* 5. 2003. 485-490.

**[Tang et al. 09]** W. Tang, X. Guo, J.C. McClure, L.E. Murr, J. Mater. Process. Manufact. Sci. 7.1998.163.

**[Timesli et al., 11]** A. Timesli, B. Braikat, H. Zahrouni, A. Moufki, H. Lahmam. Toward friction stir welding simulation using moving least square technique. Proceedings of the second international conference, Friction Stir Welding and Processing, Saint-Etienne, France, 2012.

## U

**[Uzun et al. 05]** Huseyin Uzun, Claudio Dalle Donne, Alberto Argagnotto, Tommaso Ghidini, Carla Gambaro. Friction stir welding of dissimilar Al 6013-T4 to X5CrNi18-10 stainless steel. *Materials and Design* 26.2005.41-46.

**[Ulysse 02]** P. Ulysse. Three-dimensional modeling of the friction stir-welding process. *International Journal of Machine Tools & Manufacture.* 42. 2002. 1549-1557.

## W

**[Watanabe et al. 06]** Takehiko Watanabe , Hirofumi Takayama, Atsushi Yanagisawa. Joining of aluminum alloy to steel by friction stir welding. *Journal of Materials Processing Technology* 178.2006.342-349.

## X

**[Xu et Deng 08]** Shaowen Xu, Xiaomin Deng. A study of texture patterns in friction stir welds. *Acta Materialia.* 56. 2008. 1326-1341.

## Y

**[Youliang et al. 07]** Youliang He, Donald E. Boyce and Paul R. Dawson. Three-Dimensional Modeling of Void Growth in Friction Stir Welding of Stainless Steel. *Materials Processing and Design.* 2007. 978-0-7354-0415-1.

**[Yeong et al., 2008]** Yeong-Maw Hwang, Zong-Wei Kang, Yuang-Cherng Chiou, Hung-Hsiou. Experimental study on temperature distributions within the workpiece during friction stir welding of aluminum alloys. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*. 48. 2008. 778-787.

## **Z**

**[Zimmer. 10]** S. Zimmer. contribution a l'industrialisation du soudage par friction malaxage. Thèse Ecole Nationale Supérieure d'Arts et Métiers de Metz, 2009.

**[Zimmer et al. 09]** S. Zimmer, L. Langlois, J. Laye, J-C. Goussain, P. Martin, R. Bigot. Influence of processing parameters on the tool and workpiece mechanical interaction during Friction Stir Welding. *Int J Mater Form*. 2009. 2. 299-302.

**[Zhang et Zhang 07a]** Z. Zhang, H. W. Zhang. Numerical studies on effect of axial pressure in friction stir welding. *Science and Technology of Welding and Joining*. 12. 2007. 226-248.

**[Zhang et Zhang 07b]** Z. Zhang, H. W. Zhang. Numerical studies of preheating time effect on temperature and material behaviours in friction stir welding Process. *Science and Technology of Welding and Joining*. 12. 2007. 436-448.

## CONTRIBUTION A LA MODELISATION ET A LA SIMULATION NUMERIQUE DU SOUDAGE PAR FRICTION ET MALAXAGE

**RESUME :** Le soudage par friction malaxage est un procédé d'assemblage de pièces en phase solide. Ce procédé utilise le principe de la conversion de l'énergie mécanique en énergie thermique par frottement de l'outil avec les pièces à assembler. Ce travail de thèse est une contribution à la modélisation et à la simulation numérique de ce procédé permettant de fournir des modèles pour aider à la compréhension des phénomènes thermiques et mécaniques lors du soudage FSW. Les études expérimentales menées sont principalement orientées vers la caractérisation de l'écoulement de matière à l'aide de marqueurs. L'effet de la géométrie de l'outil sur l'écoulement de la matière au cours du soudage est étudié. Les champs thermiques et mécaniques à l'état stationnaire sont obtenus à l'aide de modèles de dynamique des fluides. Deux modèles thermomécaniques sont développés. Le premier modèle numérique, construit sous Fluent, prend en compte le flux de chaleur entre la tôle à souder et la plaque support au travers d'un coefficient d'échange constant dans toute la zone soudée. Il permet d'étudier le comportement thermomécanique et l'écoulement au cours du soudage. Une loi de comportement dépendante de la température et de la vitesse de déformation est utilisée et une discussion sur les conditions de contact entre l'outil et les plaques à souder est présentée. Les résultats numériques de l'écoulement sont comparés avec ceux obtenus expérimentalement dans le cas de suivi des trajectoires de particules de cuivre. Le deuxième modèle original est basé sur une procédure itérative et permet le soudage de plaque de grandes dimensions. Pour une meilleure prise en compte des conditions aux limites thermiques, un modèle thermomécanique construit autour de l'outil de soudage est couplé avec un modèle thermique pour tout le reste du domaine étudié. Ce modèle permet de prendre en compte directement le transfert de chaleur dans l'outil et dans la plaque support. Les cycles thermiques et la plage de viscosité pour deux alliages d'aluminium (AA7020-T6 et AA6061-T3) sont analysés et comparés avec succès aux résultats expérimentaux. Les efforts et le couple de soudage calculés numériquement sont validés par rapport à la littérature.

**Mots clés :** Soudage FSW, visualisation de l'écoulement de la matière, modélisation thermomécanique.

## CONTRIBUTION TO THE MODELING AND NUMERICAL SIMULATION OF FRICTION STIR WELDING

**ABSTRACT :** The friction stir welding is an assembling process of parts in the solid phase. This process converts the mechanical energy into heat energy by friction. This work is a contribution to modeling and numerical simulation of this process in order to better understand thermal and mechanical phenomena in FSW. Experimental studies aimed at characterizing the material flow using markers. Effect of tool geometry on the material flow during welding is studied. Thermal and mechanical fields in steady state are obtained using fluid dynamics models. Two thermomechanical models are developed. The first numerical model considers a spatially uniform heat transfer coefficient and is build up to study the thermomechanical behavior and flow during FSW. FLUENT is employed to solve the coupled thermal and fluid flow equations. A constitutive equation depending on temperature and strain rate is used and a discussion on the contact conditions between the tool and the work-pieces is presented. The results of the flow are compared with those obtained experimentally in the case of trajectories of copper particles. The second original model based on iterative procedure is implemented to welding large plates. To take into account correctly thermal boundary conditions, a thermomechanical model built around the welding tool and coupled with a thermal model for the whole structure is considered. This model allows taking into account straight heat transfer in the tool and backing-bar. Thermal cycles and viscosity range for two aluminum alloys (AA7020-T6 and AA6061-T3) are successfully analyzed and compared with experimental results. The loads and torque welding are calculated numerically and validated with regard to literature results.

**Keywords :** FSW Welding, material flow visualization, thermomechanical Modeling.

