



HAL
open science

ANALYSES EXPERIMENTALES ET NUMERIQUES DU PROCEDE DE SOUDAGE PAR FRICTION MALAXAGE FSW

Olivier Lorrain

► **To cite this version:**

Olivier Lorrain. ANALYSES EXPERIMENTALES ET NUMERIQUES DU PROCEDE DE SOUDAGE PAR FRICTION MALAXAGE FSW. Mécanique [physics.med-ph]. Arts et Métiers Paris-Tech, 2010. Français. NNT : 2010ENAM0014 . pastel-00515112

HAL Id: pastel-00515112

<https://pastel.hal.science/pastel-00515112>

Submitted on 4 Sep 2010

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

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

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

Doctorat ParisTech

THÈSE

pour obtenir le grade de docteur délivré par

l'École Nationale Supérieure d'Arts et Métiers

Spécialité " Mécanique - Matériaux "

présentée et soutenue publiquement par

Olivier LORRAIN

le 11 juin 2010

Analyses expérimentale et numérique du procédé de soudage par friction malaxage FSW

Directeur de thèse : **Véronique FAVIER**
Co-encadrement de la thèse : **Hamid ZAHROUNI**

Jury

M. Yvan CHASTEL , Professeur, CEMEF, Mines ParisTech	Président
M. Jean-Michel BERGHEAU , Professeur, LTDS, Ecole Nationale d'Ingénieurs de Saint-Etienne	Rapporteur
M. Guillaume RACINEUX , Professeur, GeM, Ecole Centrale Nantes	Rapporteur
M. Didier LAWRJANIEC , Ingénieur, Plateforme Mécanique et Corrosion, Institut de Soudure	Examineur
Mme Véronique FAVIER , Maître de Conférences HdR, PIMM, Arts et Métiers ParisTech, Paris	Examineur
M. Hamid ZAHROUNI , Professeur, LPMM, Université de Metz	Examineur

A mon grand père,

Remerciements

Je tiens en premier lieu à remercier Véronique Favier qui m'a proposé ce sujet de thèse et m'a encadré durant ces quatre années. Ses qualités humaines et scientifiques ont permis à cette thèse de se dérouler dans de très bonnes conditions.

Je remercie aussi Hamid Zahrouni qui a co-encadré ce travail de thèse et qui, par ces questions, m'a aidé à avoir un autre regard sur mon travail.

Un grand merci à Didier Lawrjaniec, de l'Institut de Soudure, qui a suivi mon travail de thèse et a permis de l'inscrire dans un cadre industriel. Nos nombreuses discussions m'ont permis de développer ma compréhension du procédé.

Merci également à Aurélien Robineau et Daniel Strina, de l'Institut de Soudure, qui ont permis la réalisation des essais expérimentaux et ont répondu à mes questions.

Merci à l'ensemble du personnel du Laboratoire de Physique et Mécanique des Matériaux au sein duquel s'est déroulée cette thèse. De même, je remercie l'ensemble du personnel du centre de Arts et Metiers ParisTech de Metz qui m'a accueilli pendant les trois premières années de thèse.

Je remercie aussi l'ensemble des financeurs du projet FSLor dans lequel cette thèse s'est déroulée. Il s'agit de l'Institut de Soudure, la Région Lorraine, le Conseil Général de la Moselle et la Préfecture de la Moselle.

Ensuite, je voudrais remercier ma famille qui m'a toujours soutenu et cru en moi et en particulier Amandine qui a supporté les deux dernières années de thèse, fortes en émotions.

Enfin, je remercie tous les amis qui ont suivi de près ou de loin cette thèse et m'ont permis de me changer les idées dans les moments difficiles.

Table des matières

Introduction générale

1	Présentation du procédé	1
2	Objectifs et organisation du travail	3

Chapitre 1

Etude expérimentale du procédé FSW

1.1	Introduction	5
1.2	Eléments de bibliographie	6
1.2.1	Microstructure du joint soudé	6
1.2.2	Caractérisation du joint soudé	8
1.2.3	Mouvements de matière	9
1.2.4	Cycles thermiques	17
1.3	Matériau et équipements utilisés dans ce travail	18
1.3.1	Matériau	18
1.3.2	Machines de soudage	18
1.3.3	Outils	18
1.4	Protocoles opératoires	19
1.4.1	Cycles thermiques	19
1.4.2	Mouvements de matière	21
1.5	Analyse des cycles thermiques	22
1.5.1	Tôles de 4mm	23
1.5.2	Tôles de 10mm	26
1.5.3	Bilan	28
1.6	Etude des mouvements de matière	28
1.6.1	Analyse de la géométrie des joints	28
1.6.2	Analyse du parcours de la matière grâce à des feuilards	33
1.6.3	Bilan	38

Chapitre 2	
Etude numérique : modélisation et simulation du FSW	
2.1	Eléments de bibliographie 40
2.1.1	Formulations 40
2.1.2	Sources de chaleur 42
2.1.3	Lois de comportement 44
2.1.4	Lois de frottement 45
2.1.5	Bilan 45
2.2	Modèle solide 46
2.2.1	Equations thermo-mécaniques du problème 46
2.2.2	Problèmes numériques rencontrés 46
2.2.3	Premier modèle simplifié 51
2.2.4	Bilan 56
2.3	Modèle fluide 56
2.3.1	Equations thermo-mécaniques du problème 56
2.3.2	Premier modèle FLUENT 57
2.4	Choix d'un modèle 62
2.4.1	Mise en données 62
2.4.2	Températures 62
2.4.3	Vecteurs vitesses 64
2.4.4	Bilan 65
Chapitre 3	
Exploitation du modèle numérique	
3.1	Présentation du modèle retenu 68
3.1.1	Géométrie et maillage 68
3.1.2	Conditions aux limites 69
3.1.3	Loi de comportement retenue 71
3.1.4	Source de chaleur 73
3.1.5	Procédures de calcul dans FLUENT 73
3.2	Influence des choix numériques 76
3.2.1	Influence du maillage 76
3.2.2	Influence de la taille de la "boîte" 78
3.3	Validation du modèle 80
3.3.1	Concordance espace-temps 80
3.3.2	Influence du coefficient de partage de la chaleur β 81
3.3.3	Influence des coefficients d'échange h_{inf} et h_{lat} 82

3.3.4	Identification des paramètres	84
3.3.5	Géométrie des joints	85
3.3.6	Détection des défauts	87
3.3.7	Lignes d'écoulement	89
3.4	Influence des paramètres process	92
3.4.1	Influence de la vitesse d'avance	92
3.4.2	Influence de la vitesse de rotation	96
3.4.3	Influence de la géométrie du pion	100
3.5	Bilan	106

Conclusion générale

1	Bilan	109
2	Perspectives	110

Références bibliographiques	111
------------------------------------	------------

Table des figures

1	Principe du soudage FSW	1
2	Les différentes configurations possibles en FSW [MM05] : bout à bout (a), en coin (b), en T (c), transparence (d), transparence multiple (e), T par transparence (f), angle (g)	3
1.1	Dénomination des différentes zones microstructurales dans une soudure FSW pour un alliage 7075-T651 [MM05]	6
1.2	Transition entre MB et noyau dans une soudure FSW d'alliage 7075-T651 [MMM02]	7
1.3	Mesure de dureté, dans la direction transversale, à différentes profondeurs du joint soudé, $V = 300\text{mm}/\text{min}$ et $\omega = 600\text{tr}/\text{min}$ [CBM ⁺ 07]	9
1.4	Répartition des billes dans l'étude de Coligan pour le 6061 [Col99]	10
1.5	Les différentes zones de flux de matière autour de l'outil [SDH06]	12
1.6	Coupe transversale d'un joint avec feuillard longitudinal, $V = 76\text{mm}/\text{min}$ et $\omega = 240\text{tr}/\text{min}$ [XD08]	13
1.7	Différents types de répartitions des morceaux de fil de tungstène après soudage [San07]	14
1.8	Schématisation des écoulements lors du soudage : (a) mouvement de rotation, (b) translation uniforme et (c) vortex qui se combinent pour former les deux lignes de flux (d) [SBJ06]	16
1.9	Les deux outils utilisés pour l'étude thermique et l'étude des mouvements de matière : a) T1, b) T2 (dimensions en mm)	19
1.10	Les deux outils complémentaires utilisés pour l'étude thermique : a) T3, b) T4	19
1.11	Mise en place des tôles instrumentées : sans bridage (a), avec bridage (b)	20
1.12	Plaque-support usinée pour les tôles de 4mm d'épaisseur	20
1.13	Plaque-support usinée pour les tôles de 10mm d'épaisseur	21
1.14	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)	22
1.15	Evolution de la température pour le thermocouple T_{h2} : essai Référence1, Filets et Rapide2	25
1.16	Répartition des températures de pic dans la direction perpendiculaire à la ligne de soudure, à mi-épaisseur pour les tôles de 4mm d'épaisseur sur la machine ESAB	25
1.17	Influence de la machine sur le cycle thermique du thermocouple T_{h6} (coté AS à 6,5mm de la ligne de soudure) : essai Référence et Froid	26
1.18	Influence des paramètres process sur le cycle thermique du thermocouple placé dans la plaque-support : essai Référence, Froid et Rapide	28
1.19	Micrographie typique de cordon et définitions des longueurs caractéristiques	29

1.20	Macrographies des coupes transversales des joints soudés avec les différents jeux de paramètres	30
1.21	Influence de $F\omega$ sur L_r et L_1	31
1.22	Influence de $F\omega$ sur L_2 et L_3	31
1.23	Influence de $F\omega$ sur les profils local et global de la forme du joint soudé	32
1.24	Macrographies des coupes transversales des joints soudés avec les différents jeux de paramètres et un feillard longitudinal	34
1.25	Macrographies des joints soudés en partie basse de la soudure avec les différents jeux de paramètres et un feillard transversal	35
1.26	Coupe macrographique parallèle aux faces inférieure et supérieure des tôles, en pied de soudure avec un feillard transversal : (a) observation expérimentale, (b) position initiale de la particule, (c) position après un demi-tour, (d) position après un tour et demi	37
2.1	Evolution du nombre de publications utilisant les différentes formulations pour simuler le procédé FSW depuis ces dix dernières années	42
2.2	Coefficient de frottement f post-calculé (a) et répartition des éléments (b)	48
2.3	Influence du mass scaling sur le coefficient de frottement f . Les quatre valeurs d'incrément de temps sont répertoriés dans le tableau 2.1.	50
2.4	Maillage obtenu après 5mm de translation avec (a) et sans (b) maillage adaptatif (répartition des contraintes équivalentes au sens de von Mises)	50
2.5	Outil utilisé dans les simulations numériques ABAQUS/Explicit	51
2.6	Conditions aux limites du modèle simplifié sous ABAQUS/Explicit	52
2.7	Echauffement pour les éléments A (a), B (b) et C (c). Les quatre valeurs d'incrément de temps sont données dans le tableau 2.1	53
2.8	Position des éléments de la tôle du premier modèle simplifié	54
2.9	Coupe perpendiculaire à la direction de soudage : déformation plastique équivalente au sens de von Mises	54
2.10	Vecteurs vitesse obtenus par la simulation : sous l'épaulement (a), à mi-épaisseur (b) en pied de soudure (c) à comparer aux résultats de Nandan <i>et al.</i> [NRLD07] : sous l'épaulement (d), à mi-épaisseur (e) en pied de soudure (f)	55
2.11	Dénomination des différentes surfaces pour le premier modèle FLUENT	58
2.12	Évolution de la valeur maximale de la norme du vecteur vitesse en fonction de la viscosité	59
2.13	Vecteurs vitesses proches du pion ($m.s^{-1}$)	60
2.14	Lignes d'écoulement de la matière issue de la surface Entrée. Chaque couleur correspond à une particule	61
2.15	Répartition des températures après la phase de chauffage avec ABAQUS/Explicit (échauffement en °C) (a) et avec FLUENT (température absolue en °K) (b)	63
2.16	Répartition des températures pendant le soudage avec ABAQUS/Explicit après 7mm de translation (échauffement en °C) (a) et avec FLUENT (température absolue en °K) (b)	64
2.17	Vecteurs vitesses lors de la phase de chauffage avec ABAQUS/Explicit (a) et avec FLUENT (b)	65
2.18	Vecteurs vitesses pendant le soudage avec ABAQUS/Explicit (a) et avec FLUENT (b)	65
3.1	Dénomination des surfaces utilisées dans le modèle FLUENT 3D	68

3.2	Maillage de référence pour le modèle FLUENT 3D : vue de dessus et coupe longitudinale	69
3.3	Loi de comportement en 4 parties utilisée dans le modèle FLUENT 3D	72
3.4	Evolution de V_x le long des surfaces latérales à mi-épaisseur : (a) équilibre non encore atteint , (b) équilibre atteint	74
3.5	Répartition de la température à mi-épaisseur ($^{\circ}\text{C}$) : (a) équilibre non encore atteint, (b) équilibre atteint	75
3.6	Influence du maillage sur la répartition de la température suivant une ligne à 6mm de la ligne de soudure, à mi-épaisseur : (a) coté AS, (b) coté RS	77
3.7	Influence du maillage sur la forme des cordons - courbe isovaleur $\dot{\epsilon}_{eq} = 1\text{s}^{-1}$	78
3.8	Influence de la taille de la "boîte" sur la répartition de la température suivant une ligne à 2,5mm de la ligne de soudure à mi-épaisseur : (a) coté AS, (b) coté RS	79
3.9	Influence de la taille de la "boîte" sur la forme des joints dans le plan $x=0$: (a) courbes isovaleurs pour $\dot{\epsilon}_{eq} = 100\text{s}^{-1}$, (b) longueurs caractéristiques	79
3.10	Cycles thermiques en régime stationnaire pour une valeur de y et z données et deux valeurs de x : thermocouples T_{h1} et T_{h2}	80
3.11	Lignes correspondant aux thermocouples, utilisées pour calibrer le modèle numérique dans le cas de l'essai de référence	81
3.12	Influence du coefficient de partage β sur le cycle thermique du thermocouple T_{h6} (6,3mm, à mi-épaisseur, AS) de l'essai de référence ($V = 500\text{mm}\cdot\text{min}^{-1}$, $\omega = 900\text{tr}\cdot\text{min}^{-1}$)	82
3.13	Influence de h_{lat} sur le cycle thermique du thermocouple T_{h6} (6,3mm, à mi-épaisseur, AS) de l'essai de référence ($V = 500\text{mm}\cdot\text{min}^{-1}$, $\omega = 600\text{tr}\cdot\text{min}^{-1}$)	82
3.14	Influence de h_{inf} sur le cycle thermique du thermocouple T_{h6} (6,3mm, à mi-épaisseur, AS) de l'essai de référence ($V = 500\text{mm}\cdot\text{s}^{-1}$, $\omega = 900\text{tr}\cdot\text{min}^{-1}$)	83
3.15	Identification des paramètres h_{inf} et β : (a) essai Référence1 T_{h6} (5,3mm, à mi-épaisseur, coté AS), (b) essai Froid1 T_{h8} (5,3mm, à mi-épaisseur, coté AS)	84
3.16	Coupe perpendiculaire à la direction de soudage pour l'essai de référence : (a) répartition des vitesses de déformation sous FLUENT (le pion a un diamètre de 5mm), (b) observation macroscopique	85
3.17	Courbes isovaleurs de $\dot{\epsilon}_{eq}$ pour la détermination la forme du joint soudé pour l'essai de référence ($V = 500\text{mm}\cdot\text{min}^{-1}$, $\omega = 600\text{tr}\cdot\text{min}^{-1}$) dans le plan $x=0$	86
3.18	Comparaison des longueurs caractéristiques définies dans le paragraphe 1.6.1 aux valeurs numériques pour l'essai Référence	86
3.19	Comparaison des longueurs caractéristiques définies dans le paragraphe 1.6.1 aux valeurs numériques pour les essais Froid et Rapide	87
3.20	Comparaison macrographies des cordons et répartition des vitesses (m/s) : coupe perpendiculaire à la ligne de soudure (plan $x=0$) (le pion a un diamètre de 5mm)	88
3.21	Vecteurs vitesse et isovaleurs de vitesse (m/s) dans la zone de défaut pour les essais Référence, Froid et Rapide	89
3.22	Lignes utilisées pour visualiser les lignes découlement présentées sur la figure 3.23	89
3.23	Lignes d'écoulement de l'essai Référence pour des particules situées sur le feuillard longitudinal : (a) sans et (b) avec le plan $y=0$	90
3.24	Lignes d'écoulement de l'essai Référence pour des plans parallèles à différentes positions dans l'épaisseur	90
3.25	Lignes d'écoulement de particules situées en fond de soudure, perpendiculairement à la direction de soudage, initialement alignées avec le centre de l'outil ($x=0$)	91

3.26	Lignes d'écoulement pour des particules réparties sur la face Entrée, suivant l'épaisseur, à 5mm de la ligne de soudure coté AS et RS et sur la ligne de soudure (feuillard longitudinal). La surface Entrée est représentée en noir.	92
3.27	Influence de la vitesse d'avance sur la répartition de température sur deux lignes situées à mi-épaisseur, à 2,5mm du centre du repère, parallèle à l'axe x : coté AS (a), coté RS (b)	93
3.28	Influence de la vitesse d'avance sur la répartition de la température (°C) dans une coupe perpendiculaire à la ligne de soudure (x=0)	93
3.29	Influence de la vitesse d'avance sur la répartition des vitesses de déformation équivalente (s^{-1}) dans une coupe perpendiculaire à la ligne de soudure (x=0)	94
3.30	Influence de la vitesse d'avance sur la forme des joints dans le plan x=0 : (a) courbes isovaleurs pour $\dot{\epsilon}_{eq} = 100s^{-1}$, (b) longueurs caractéristiques	95
3.31	Influence de la vitesse d'avance sur la répartition des vitesses ($m.s^{-1}$) dans une coupe perpendiculaire à la ligne de soudure (x=0)	95
3.32	Influence de la vitesse de rotation sur la répartition de température sur deux lignes situées à mi-épaisseur, à 2,5mm du centre du repère, parallèle à l'axe x : coté AS (a), coté RS (b)	97
3.33	Influence de la vitesse de rotation sur la répartition de la température (°C) dans une coupe perpendiculaire à la ligne de soudure (x=0)	97
3.34	Influence de la vitesse de rotation sur la répartition des vitesses de déformation équivalente (s^{-1}) dans une coupe perpendiculaire à la ligne de soudure (x=0)	98
3.35	Influence de la vitesse de rotation sur la forme des joints dans le plan x=0 : (a) courbes isovaleurs pour $\dot{\epsilon}_{eq} = 100s^{-1}$, (b) longueurs caractéristiques	99
3.36	Influence de la vitesse de rotation sur la répartition des vitesses ($m.s^{-1}$) dans une coupe perpendiculaire à la ligne de soudure (x=0)	99
3.37	Maillages utilisés pour étudier l'influence de la forme de l'outil sur les champs thermomécaniques, coupes à mi-épaisseur (z=0)	101
3.38	Influence de la géométrie de l'outil sur la répartition de température sur deux lignes situées à mi-épaisseur, à 2,5mm du centre du repère, parallèle à l'axe x : coté AS (a), coté RS (b)	102
3.39	Influence de la géométrie de l'outil sur la répartition de la température (°C) dans une coupe perpendiculaire à la ligne de soudure (x=0)	102
3.40	Influence de la géométrie de l'outil sur la répartition des vitesses de déformation équivalente (s^{-1}) dans une coupe perpendiculaire à la ligne de soudure (x=0)	103
3.41	Influence de la géométrie de l'outil sur la forme des joints dans le plan x=0 : (a) courbes isovaleurs pour $\dot{\epsilon}_{eq} = 100s^{-1}$, (b) longueurs caractéristiques	103
3.42	Influence de la géométrie de l'outil sur la répartition des vitesses ($m.s^{-1}$) dans une coupe perpendiculaire à la ligne de soudure (x=0)	104
3.43	Influence de la géométrie de l'outil sur les lignes d'écoulement en pied de soudure (z=-1.9mm)	105
3.44	Influence de la géométrie de l'outil sur les lignes d'écoulement de particules situées en fond de soudure, perpendiculairement à la direction de soudage, initialement alignées avec le centre de l'outil (x=0)	106

Introduction générale

1 Présentation du procédé

Le soudage par friction malaxage ou Friction Stir Welding (FSW) est un procédé récent qui a été développé à l'institut de soudure britannique, The Welding Institute (TWI), au début des années 90. Ce procédé nécessite l'utilisation d'un outil spécifique composé de deux parties : l'épaulement (shoulder) et le pion (probe ou pin) (figure 1).

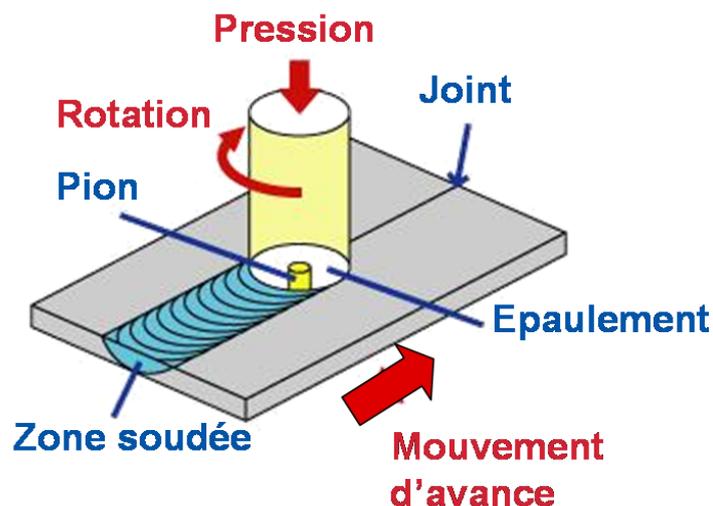


FIGURE 1 – Principe du soudage FSW

La réalisation d'une soudure peut être décomposée en 4 étapes :

1. la plongée : l'outil est animé d'un mouvement de rotation et perce la zone de départ de la soudure sous l'effet d'un mouvement de translation verticale jusqu'au contact entre l'épaulement et la partie supérieure de la zone à souder,
2. la phase de chauffe (dwell time) : l'outil est toujours animé du mouvement de rotation et ne subit plus de mouvement vertical ; cette période dure une à deux secondes et le frottement à l'interface entre la tôle et l'épaulement entraîne une génération de chaleur qui permet de ramollir le matériau à souder,
3. le soudage : en plus du mouvement de rotation, un mouvement d'avance est imposé à l'outil afin de réaliser la soudure ; lors de ce mouvement, la matière est malaxée par le pion et vient se déposer à l'arrière de ce dernier afin de réaliser le joint (voir fig. 1),

4. le retrait : à la fin du soudage, l'outil est à nouveau animé d'un mouvement de translation verticale mais cette fois afin de le retirer de la zone de soudure ; à l'issue de ce retrait, un trou reste présent.

Chaque partie de l'outil a un rôle bien défini : l'épaulement participe à la génération de chaleur afin de faciliter le malaxage et empêche la matière de s'échapper du fait du mouvement de translation de l'outil ; le pion malaxe la matière afin de réaliser un joint compact après son passage et chauffe également la matière par dissipation viscoplastique. Pour faciliter le rôle de l'épaulement concave de confinement de la matière, l'outil peut être incliné d'un angle appelé angle de tilt allant jusqu'à 3° . Le matériau subit donc une opération d'extrusion et une opération de forgeage combinées. Les efforts mis en jeu sont tels qu'un bridage important doit être mis en place afin d'assurer le maintien de la configuration de soudage.

Les paramètres à choisir pour réaliser une soudure peuvent être répertoriés en se basant sur le réglage d'une configuration de soudage :

- forme de l'épaulement : concave ou plat avec rainure(s)
- forme du pion : très variable
- vitesse de rotation de l'outil ω
- vitesse d'avance de l'outil V
- angle de tilt α
- effort de plongée F ou pénétration δ

Pour le dernier paramètre, deux méthodes pour régler le mouvement vertical sont possibles. La première consiste à imposer l'effort à appliquer sur l'outil alors que la deuxième consiste à imposer la position de l'outil dans la soudure lors du soudage (pénétration). Il est également nécessaire de choisir les accélérations pour les mouvements d'avance et de rotation à régler sur chacun des axes (ces paramètres ne seront pas étudiés par la suite).

Le principe du procédé amène à considérer un système d'axe orthonormé direct (x,y,z) dont les axes coïncident avec les mouvements de l'outil. Pour la suite du travail, l'axe x correspond à la direction longitudinale de la soudure soit la direction de translation de l'outil. L'axe z correspond à la direction de l'épaisseur des tôles à souder et l'axe de rotation de l'outil quand celui-ci n'est pas incliné. L'axe y décrit la direction transversale de la soudure. La combinaison des mouvements d'avance et de rotation de l'outil rend le processus asymétrique. Ainsi, chaque côté de la ligne de soudure se distingue. Le côté où le vecteur vitesse dû au mouvement de rotation de l'outil est dans le même sens que le vecteur vitesse dû à la translation de l'outil est appelé Advancing Side (AS). Le côté où ces deux vecteurs vitesse s'opposent est appelé Retreating Side (RS). Sur la figure 1, le côté AS correspond à la partie gauche de la soudure tandis que le côté RS correspond à la partie droite de la soudure.

Ce procédé, par son originalité, possède des avantages par rapport aux procédés de soudage conventionnels qui expliquent son développement :

- pas d'apport de matière pour la réalisation de la soudure,
- pas de fusion de matériau : pas de resolidification du bain de fusion (pas de défaut de porosité, pas de fissuration à chaud),
- pas de fumée ni d'étincelle
- possibilité de soudure dans toutes les orientations,
- possibilité de soudure d'alliages réputés difficiles voire impossibles à souder par les moyens

- conventionnels,
- possibilité de soudure hétérogène.

Ces différents avantages justifient la mise en œuvre de ce procédé sur des alliages d'aluminium et notamment dans l'aéronautique où son utilisation a permis un allègement des structures grâce, par exemple, à la suppression des rivets pour l'assemblage du fuselage. Les différentes configurations possibles pour le soudage FSW sont présentées sur la figure 2.

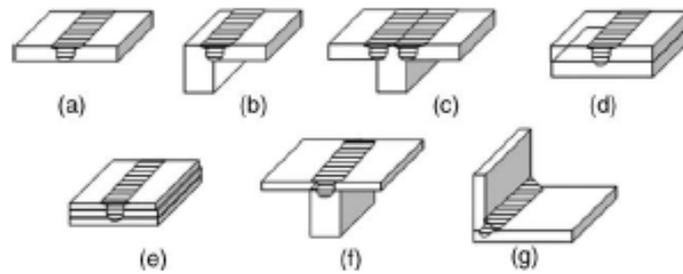


FIGURE 2 – Les différentes configurations possibles en FSW [MM05] : bout à bout (a), en coin (b), en T (c), transparence (d), transparence multiple (e), T par transparence (f), angle (g)

Deux éléments majeurs peuvent être considérés comme des inconvénients au FSW :

1. la nécessité d'un bridage très important dû aux grands efforts mis en jeu ainsi que la tendance de l'outil, lorsqu'il est fileté à séparer les tôles à souder,
2. la présence d'un trou à la fin de la soudure qui peut être contournée par l'utilisation d'un outil à pion rétractable.

2 Objectifs et organisation du travail

Pour déterminer les paramètres process optimaux (vitesse d'avance, vitesse de rotation, effort de plongée, etc. . .), il est nécessaire de réaliser une multitude de soudures et d'essais mécaniques afin de les caractériser. L'implantation d'un modèle thermo-mécanique dans un logiciel de simulation numérique doit permettre, pour un type d'outil et des paramètres de soudage donnés, de prédire numériquement les champs de température et les champs mécaniques durant le procédé et ainsi réduire le temps et les coûts de développement.

Le travail de thèse a donc pour but de proposer un modèle thermomécanique qui pourrait être utilisé comme un outil prédictif pour la mise au point des paramètres process optimaux. Pour mener à bien ce projet, différentes études complémentaires ont dû être menées. D'une part, des études numériques ont permis d'effectuer les différents choix nécessaires notamment sur le type de formulation retenu dans le modèle numérique final. D'autre part, des essais expérimentaux instrumentés de FSW ont été réalisés. Des pions non filetés ont été choisis pour faciliter la représentation géométrique des outils dans la simulation et la confrontation entre expérience et simulation.

Le manuscrit est décomposé en trois parties afin de présenter le travail qui a été mené tout au long de cette thèse. Le premier chapitre correspond à l'étude expérimentale du procédé et

a pour but la compréhension des phénomènes mis en jeu ainsi que de fournir des éléments permettant d'alimenter et de valider le modèle à développer. Le deuxième chapitre présente l'étude numérique qui a été menée afin de déterminer quel type de formulation choisir et ainsi le logiciel associé mais aussi de mettre en évidence les difficultés numériques rencontrées lors du travail. Le troisième chapitre présente le modèle final développé dans le logiciel FLUENT. Les résultats des simulations ont été comparés aux résultats expérimentaux tels que la forme du joint de soudure, les cycles thermiques. Enfin, des critères d'apparition de défauts exploitant les résultats de simulation numérique sont proposés.

Chapitre 1

Etude expérimentale du procédé FSW

Sommaire

1.1	Introduction	5
1.2	Eléments de bibliographie	6
1.2.1	Microstructure du joint soudé	6
1.2.2	Caractérisation du joint soudé	8
1.2.3	Mouvements de matière	9
1.2.4	Cycles thermiques	17
1.3	Matériau et équipements utilisés dans ce travail	18
1.3.1	Matériau	18
1.3.2	Machines de soudage	18
1.3.3	Outils	18
1.4	Protocoles opératoires	19
1.4.1	Cycles thermiques	19
1.4.2	Mouvements de matière	21
1.5	Analyse des cycles thermiques	22
1.5.1	Tôles de 4mm	23
1.5.2	Tôles de 10mm	26
1.5.3	Bilan	28
1.6	Etude des mouvements de matière	28
1.6.1	Analyse de la géométrie des joints	28
1.6.2	Analyse du parcours de la matière grâce à des feuilards	33
1.6.3	Bilan	38

1.1 Introduction

Afin de mieux comprendre les phénomènes intervenant lors du soudage par friction malaxage, une étude expérimentale a été mise en place. Cette étude a également servi à établir et valider le modèle numérique. Elle vise l'analyse des cycles thermiques lors du soudage ainsi que les mouvements de matière dans le cas d'outils non filetés comme indiqué dans le chapitre introductif. Dans un premier temps, un état de l'art est proposé afin d'en tirer des caractéristiques générales du procédé. Ensuite, le matériau et les équipements utilisés sont présentés de même que les protocoles opératoires suivis. Après cela, les résultats des mesures de cycles thermiques sont analysés. Enfin, les mouvements de matière lors du procédé sont illustrés.

1.2 Eléments de bibliographie

1.2.1 Microstructure du joint soudé

La nuance de l'aluminium qui est utilisée pour l'étude expérimentale est la 7020-T6. Il s'agit d'un aluminium à durcissement structural comme ceux des séries 2000, 4000, 6000 et 7000. Ces différentes nuances présentent des mécanismes de durcissement/adoucissement similaires. Ainsi, seule la microstructure de joints produits avec ces nuances sera présentée ici.

Lors de l'observation d'une coupe transversale du joint soudé, différentes zones peuvent être mises en évidence en considérant la microstructure qui les caractérise. Du plus près au plus loin de la ligne de soudure, se trouvent (figure 1.1) :

- le noyau ou nugget,
- la Zone Affectée Thermo-Mécaniquement (ZATM) ou Thermo-Mechanical Affected Zone (TMAZ),
- la Zone Affectée Thermiquement (ZAT) ou Heat Affected Zone (HAZ),
- le Métal de Base (MB) ou Base Metal (BM).

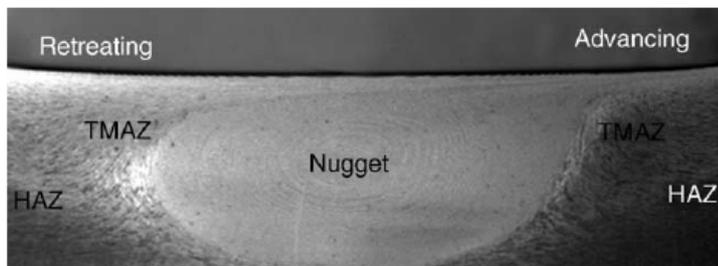


FIGURE 1.1 – Dénomination des différentes zones microstructurales dans une soudure FSW pour un alliage 7075-T651 [MM05]

Le noyau est caractérisé par des grains fins, équiaxes [BLM⁺99, CS05a, FBC04, JS00, KSS03, KSS08, MMM02, MM05, PH05, RMB⁺97, SNMM03, SNS05] dont la dimension peut aller jusqu'à 1/100ème de la taille initiale de grain [LMM99]. Mishra *et al.* [MM05] ont répertorié sur différentes nuances d'aluminium des tailles de grains allant de $1\mu\text{m}$ à $20\mu\text{m}$. Cette taille de grain bien inférieure à celle du MB est attribuée à la présence d'un phénomène de recristallisation dynamique [CBM⁺07, CS05a, JS00, LMM99, MMM02, MM05, RMB⁺97, SNMM03, SNS05] couplé pour certains auteurs à un phénomène de restauration [FBC04, SNMM03, SNS05]. Ces phénomènes sont fortement liés au trajet thermo-mécanique de la matière. Cette dépendance a été mise en évidence par Jata et Semiatin [JS00] en montrant le lien entre taille de grain et paramètre de Zener-Hollomon Z , $Z = \dot{\epsilon}_{eq} \exp\left(\frac{Q}{RT}\right)$ avec $\dot{\epsilon}_{eq}$ la vitesse de déformation équivalente, Q une énergie d'activation, T la température et R la constante des gaz parfaits. Ce trajet est, lui même, dépendant des paramètres opératoires : vitesse d'avance, vitesse de rotation, forme de l'outil, matériau. Par exemple, à vitesse d'avance constante, l'augmentation de la vitesse de rotation de l'outil mène à une augmentation de la taille de grain [KSS03, MM05] due à une augmentation de la quantité de chaleur apportée [KSS03].

La ZATM constitue l'interface entre le noyau et la ZAT et reste de dimension faible devant la

dimension des deux autres zones. Elle se caractérise par des grains allongés qui semblent s'orienter suivant l'écoulement de matière et suivent la forme du noyau [MMM02, MM05, RMB⁺97] (figure 1.2). Dans cette zone, la déformation plastique n'est pas assez importante pour entraîner une recristallisation complète [MM05] mais une recristallisation partielle peut se produire [CS05a]. De plus, la température peut entraîner une dissolution de précipités [MM05, SNMM03], un grossissement des précipités [SNMM03] ou encore une reprécipitation [SNMM03]. Ces différents phénomènes étant en concurrence, des populations différentes de précipités sont observables [SNMM03]. De plus, une dissymétrie apparaît entre le côté AS et le côté RS due aux mouvements combinés d'avance et de rotation de l'outil qui conduisent à une ZATM plus étroite côté AS et donc une transition entre noyau et ZAT plus marquée [KSS03, MM05, PH05].

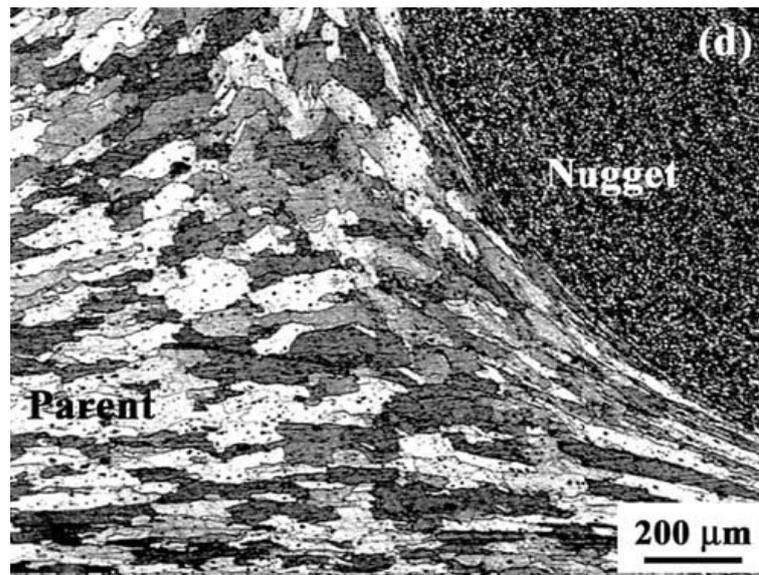


FIGURE 1.2 – Transition entre MB et noyau dans une soudure FSW d'alliage 7075-T651 [MMM02]

La ZAT correspond à l'interface entre la ZATM et le MB : elle ne subit aucun chargement mécanique mais elle est soumise à un cycle thermique de chauffe/refroidissement dû à la diffusion de la chaleur créée dans le nugget dans toute la tôle. Ainsi, elle se caractérise par une taille de grain supérieure à la taille de grain initiale du MB [MM05, RMB⁺97] ainsi qu'une augmentation de la taille des précipités [CS05a, SNMM03].

D'un point de vue métallurgique, la vitesse de rotation doit être la plus faible possible afin de limiter la chaleur apportée et ainsi la taille de grain dans le noyau et la ZAT. D'un autre côté, cette chaleur apportée doit être suffisamment grande pour permettre de ramollir le matériau à souder. Tout ceci doit permettre d'obtenir de meilleures caractéristiques mécaniques. Cependant, une valeur trop faible de cette vitesse de rotation peut conduire à l'apparition de défauts de type cavité au sein de la soudure critique pour sa tenue en service. Une trop grande vitesse de rotation peut également aboutir à de tels résultats. Il semble alors qu'une vitesse de rotation optimale existe et permet d'obtenir des cordons sains [Bal08, KSS08, EB07].

1.2.2 Caractérisation du joint soudé

Les paramètres procédé ont donc un impact direct sur la microstructure du joint qui, elle-même, est très hétérogène. Ceci conduit donc à des caractéristiques mécaniques qui évoluent au sein du joint et c'est pourquoi de nombreux auteurs étudient les propriétés de joints.

Mishra et Ma [MM05] répertorient les résultats obtenus par de nombreux auteurs concernant les contraintes résiduelles post-soudage qui sont la conséquence des trajets thermo-mécaniques complexes subis par le matériau constituant le joint. Le premier point important à noter est la différence entre la direction de la soudure, x et la direction transversale, y . En effet, suivant x , les contraintes résiduelles sont de traction alors que dans la direction y il s'agit de contraintes de compression. De plus, la répartition des contraintes résiduelles, qu'elles soient longitudinales ou transversales, revêt la forme d'un M le long du cordon de soudure. La valeur maximale obtenue correspondant à la ZAT. Enfin, la diminution des vitesses de rotation et d'avance entraîne la diminution des valeurs de contraintes résiduelles.

La dureté au sein du joint est également un indicateur de l'histoire thermo-mécanique de la matière lors du soudage. De plus, son évolution est différente suivant les nuances d'aluminium puisque les phénomènes responsables du durcissement peuvent être différents. Par exemple, Cavaliere et Squillace [CS05a] présentent une répartition de dureté sous forme de M pour un alliage 7075 avec une valeur maximale correspondant à la ZAT du fait du grossissement des précipités. Li *et al.* [LMM99] présentent également des résultats de dureté sous forme de M. Ceschini *et al.* [CBM⁺07], sur le 7075, montrent, eux, un pic de dureté situé dans la ZATM avec une chute dans la ZAT (figure 1.3). Etant donnée l'étroitesse de la ZATM, il est possible que dans l'un des deux cas, le pic ait été attribué à une autre zone. Dans le cas du Friction Stir Process (FSP) (utilisé non pour souder mais pour améliorer la dureté localement), Kwon *et al.* [KSS03] montrent que la dureté augmente avec une diminution de la vitesse de rotation. En effet, l'augmentation de la vitesse de rotation, dans ce cas là, entraîne une augmentation de la taille de grain. Elangovan et Balasubramanian [EB07] montrent l'existence d'une vitesse de rotation optimale pour obtenir la dureté la plus grande possible.

Les propriétés mécaniques des joints soudés sont également étudiées. Elles concernent la limite élastique (Yield Strength), la contrainte maximale à la rupture en traction (Ultimate Tensile Stress) ainsi que l'allongement à la rupture (Elongation). Des propriétés mécaniques du joint sont trouvées plus faibles que celles du métal de base [Bal08, CS05a, EB07, MMM02]. Par ailleurs, comme pour la dureté, il semble exister à vitesse d'avance constante une vitesse de rotation optimale [Bal08, EB07]. De plus, Balasubramanian [Bal08] a lié les paramètres process pour obtenir une soudure sans défaut aux caractéristiques du MB. A vitesse de translation donnée, plus le métal à une dureté élevée, un YS grand et un allongement à rupture faible, plus la vitesse de rotation doit être grande. A vitesse de rotation donnée, pour les mêmes considérations, la vitesse d'avance doit diminuer et le résultat est le même pour l'avance par tour (pitch), $R=V/\omega$, puisque c'est le rapport entre vitesse d'avance et vitesse de rotation.

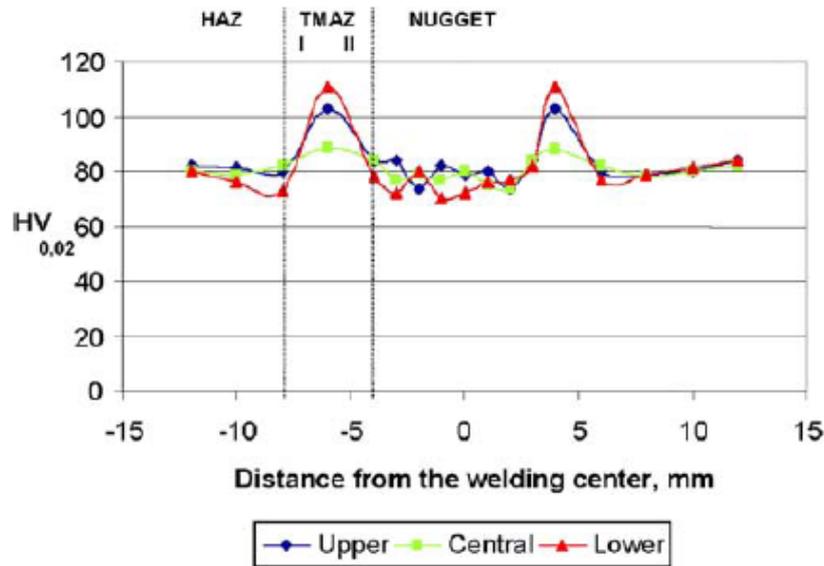


FIGURE 1.3 – Mesure de dureté, dans la direction transversale, à différentes profondeurs du joint soudé, $V = 300\text{mm}/\text{min}$ et $\omega = 600\text{tr}/\text{min}$ [CBM⁺07]

1.2.3 Mouvements de matière

La compréhension du trajet de la matière lors du soudage FSW n'est pas encore parfaite ni complète. Le mouvement de matière dépend notamment fortement de la géométrie de l'outil. Différents auteurs présentent des résultats en utilisant différentes techniques de marqueurs pour des soudures d'alliages d'aluminium :

- utilisation de particules (billes d'acier),
- utilisation de feuillard,
- utilisation d'un fil,
- soudage hétérogène.

Utilisation de billes d'acier

Le premier chronologiquement, Colligan [Col99], a utilisé des billes d'aciers, de diamètre 0,38mm, situées à différentes positions initiales dans la tôle avant la soudure. Pour les positionner, des rainures, de dimensions 0,75mm X 0,3mm, ont dû être usinées dans la pièce avant soudure. Ces rainures peuvent avoir un impact non négligeable sur l'écoulement de la matière. Des tôles de 6.4mm d'épaisseur ont été utilisées avec deux types d'alliage d'aluminium : 6061 et 7075. Les paramètres de soudage ainsi que la géométrie de l'épaulement ne sont pas précisés. Les dimensions du pion apparaissent sur la figure 1.4. De plus, l'espacement entre les filets de l'outil correspond au triple du diamètre des billes soit un pas d'environ 1mm. Différentes positions dans l'épaisseur de la tôle ainsi que dans la largeur de la tôle ont été testées afin d'obtenir une vision globale du flux de matière. Ainsi dans l'étude, des billes sont placées à mi-rayon pour différentes épaisseurs côté AS et RS ainsi qu'en périphérie de l'outil. Pour les tôles en 7075-T6 la répartition est quantitativement la même. La différence réside dans le fait que le pion est de diamètre plus important et de ce fait la zone sous le pion est plus fine.

Pour les deux nuances de matériau, on peut relever trois types de répartition suivant la position initiale dans l'épaisseur :

- sous l'épaulement, 1 à 4 : le matériau subit un mouvement vertical descendant et est déposé de manière chaotique majoritairement du côté AS,
- au cœur de la soudure, 5 à 12 : le matériau subit un mouvement vertical ascendant et est déposé majoritairement du côté RS sous forme d'une ligne comme dans l'arrangement initial,
- en fond de soudure, 13 et 14, il n'y a quasiment pas de mouvement vertical et pour le 6061 la position finale est proche de la position initiale alors que pour le 7075, le marqueur 13 est déposé du côté RS.

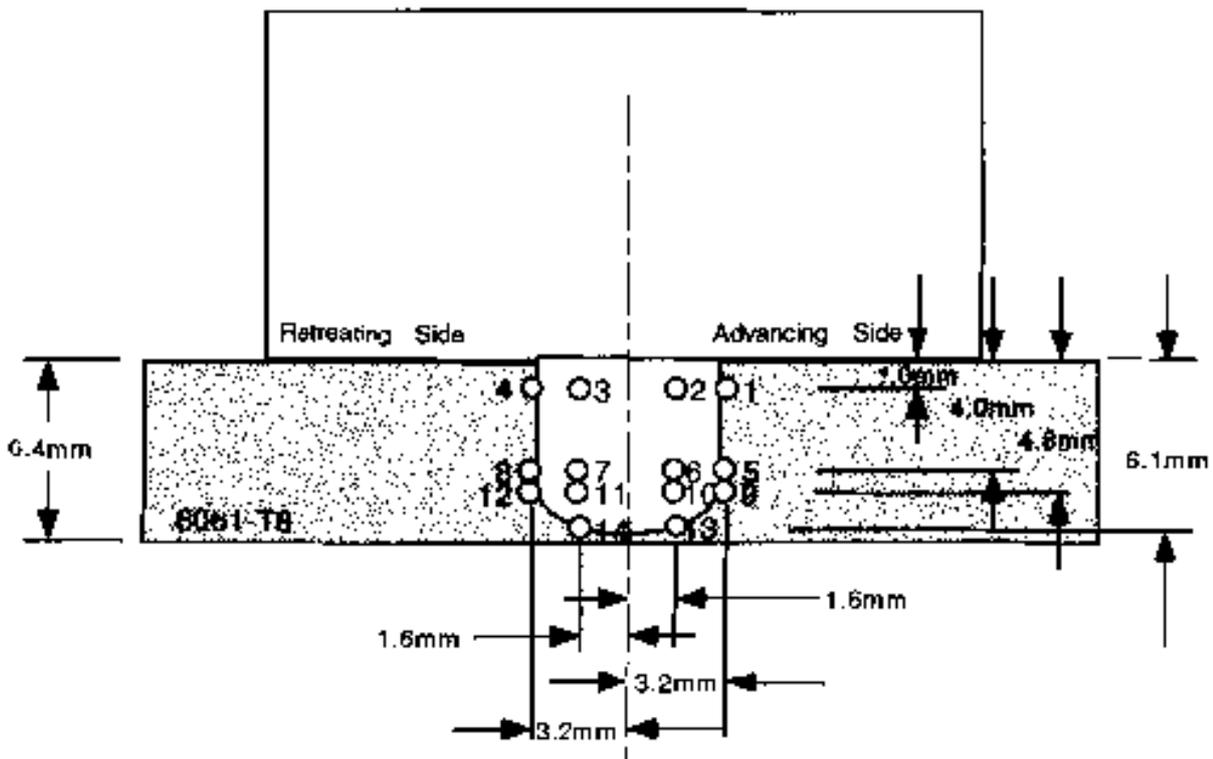


FIGURE 1.4 – Répartition des billes dans l'étude de Coligan pour le 6061 [Col99]

Le fait d'utiliser des billes d'acier peut soulever l'interrogation de la réelle reproduction du flux de la matière lors du procédé réel. En effet, l'acier est plus dur que l'aluminium et les particules se déforment moins que la matrice en aluminium et en modifient donc les propriétés puisque le matériau peut être considéré comme un composite d'aluminium renforcé. De plus, la dimension des billes semble suffisamment grande pour pouvoir emprisonner de la matière dans les filets de l'outil et donc modifier l'écoulement.

Utilisation d'un feuillard

Un feuillard d'aluminium d'une autre nuance que celui du métal de base a été inséré dans différentes configurations avant soudage par l'équipe de Reynolds [RSS99, SR01]. Ces alliages

sont reconnaissables car réagissant différemment à une attaque chimique de type Keller. Les essais réalisés sont du même type dans les deux articles. Dickerson *et al.* [DSS03a], Guerra *et al.* [GSM⁺03], Schmidt *et al.* [SDH06], Xu et Deng [XD08] ont mis en place un feuillard de cuivre. Le tableau 1.1 répertorie les essais. D_s désigne le diamètre de l'épaulement, D_p celui du pion, h la hauteur du pion, t l'épaisseur de la tôle, α l'angle de tilt, ω la vitesse de rotation de l'outil et V la vitesse d'avance.

	[RSS99, SR01]	[DSS03a]	[GSM ⁺ 03]	[SDH06]	[XD08]
Matériau	2195	2024	6061	2024	6061
D_s (mm)	25,4	18	19	18	25,4
D_p (mm)	8	6	6,3	6	10
h (mm)	7,8	n.a.	5,8	n.a.	n.a.
t (mm)	8,1	3 ou 5,8	6,3	3	8,1
Marqueurs	F T	F L et F T	F L	F L et F T	F L
α (°)	2,5	n.a.	1	n.a.	2,5
ω (tr/min)	n.a.	n.a.	1000	120	240 à 800
V (mm/min)	n.a.	n.a.	180	400	77 à 200

TABLEAU 1.1 – Caractéristiques des protocoles des essais de visualisation avec feuillard des flux de matière : F signifie un feuillard, L un marqueur dans le sens longitudinal, T un marqueur dans le sens transversal, n.a. données non disponibles

Feuillard d'aluminium

Des tôles de 8.1mm d'épaisseur d'alliage 2195 sont utilisées avec des marqueurs, sous forme de plaquettes de dimensions 2.7mm X 1.8mm, positionnés soit côté AS soit côté RS pour trois profondeurs différentes : sous l'épaulement, à mi-épaisseur, en fond de soudure. Ainsi, comme pour les billes d'acier, la répartition doit permettre une vue globale de l'écoulement de la matière. Les paramètres de soudage ne sont pas précisés hormis le rapport R compris entre 0.61mm/tr (soudure froide) et 0.19mm/tr (soudure chaude).

Le même type d'observations qu'avec l'usage de billes d'acier peut être effectué au sujet de la répartition des marqueurs après passage de l'outil. En partie supérieure du joint, la matière est déposée majoritairement du côté AS alors qu'à mi-épaisseur on observe le phénomène inverse de dépôt de matière côté RS. De plus, un mouvement vertical dans l'épaisseur a été également mis en évidence. Enfin, dans les différentes configurations, le matériau a toujours été déposé à l'arrière de l'outil, à une distance inférieure au diamètre du pion. Différents jeux de paramètres ont été utilisés et permettent donc de mettre en évidence leur influence sur le flux de la matière. Il apparaît qu'une diminution de R (augmentation de ω à V fixée par exemple) s'accompagne d'un élargissement de la largeur du nugget ainsi qu'une augmentation de l'amplitude des mouvements verticaux dans l'épaisseur.

Feuillard de cuivre

Pour utiliser un matériau ayant des propriétés proches de l'aluminium et différenciables encore plus facilement qu'une autre nuance, Dickerson *et al.* [DSS03a], Guerra *et al.* [GSM⁺03], Schmidt *et al.* [SDH06] ainsi que Xu et Deng [XD08] ont utilisé des feuillets de cuivre. Ces

feuillards sont placés soit de manière longitudinale soit de manière transversale par rapport à la soudure et s'étendent dans toute l'épaisseur. Les différents auteurs ont eu recours à la technique STOP ACTION ou au positionnement du feuillard à l'emplacement de l'extraction de l'outil afin d'avoir une vision instantanée du flux de matière. La technique STOP ACTION consiste à arrêter brutalement (moins d'une seconde) le soudage grâce à des freins et ensuite à dévisser l'outil présent dans la tôle pour effectuer les observations.

En observant les efforts et la température lors du procédé, Schmidt *et al.* [SDH06] n'ont pas mis en évidence de variation de ces grandeurs entre un essai sans feuillard et un essai avec feuillard. Ceci tend à prouver que l'insertion d'un tel feuillard de cuivre ne modifie que peu le soudage et donc que le flux observé avec marqueur doit être proche du flux réel, sans marqueur. Concernant le mouvement de la matière, les différentes observations concordent encore ici avec celles de Colligan [Col99] concernant la différence entre la zone proche de l'épaule et celle plus en profondeur dans l'épaisseur de la tôle. De plus, Guerra *et al.* [GSM⁺03] ainsi que Schmidt *et al.* [SDH06] mettent en évidence l'existence de trois différentes zones dans la soudure (figure 1.5) :

- zone de rotation : la matière issue de l'AS tourne avec l'outil,
- zone de translation : la matière issue du RS est juste déplacée sans rotation,
- zone de déflexion : loin de l'outil, le feuillard subit de petites déformations.

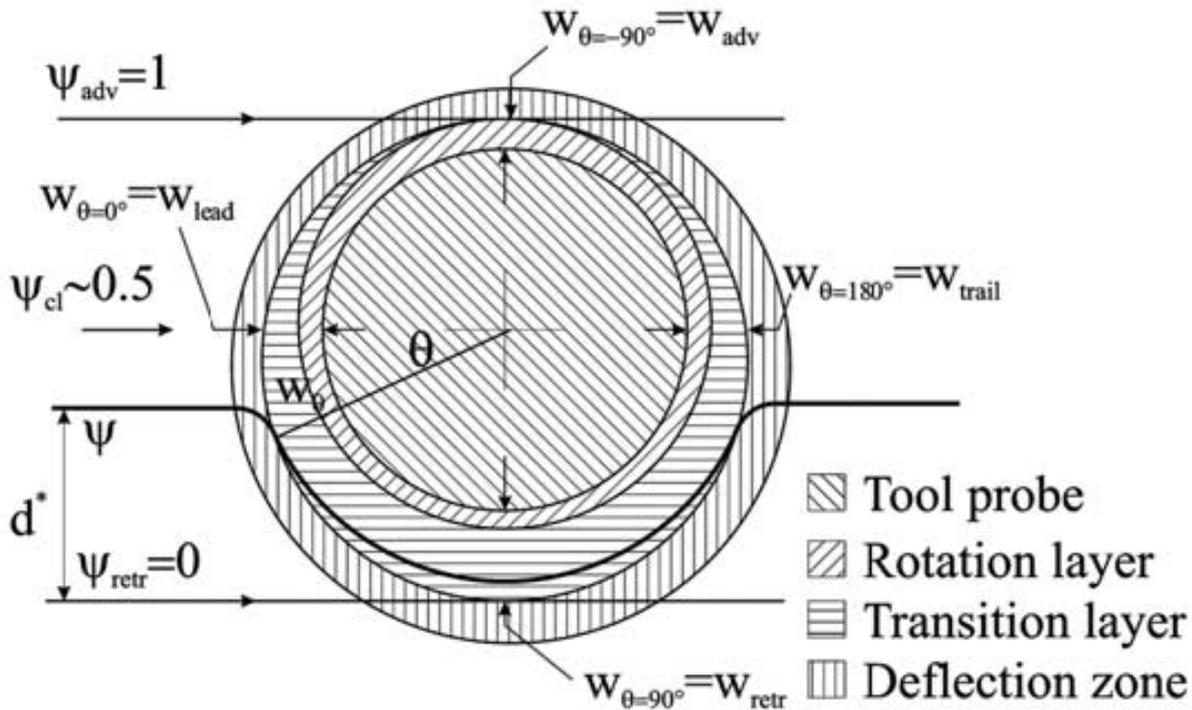


FIGURE 1.5 – Les différentes zones de flux de matière autour de l'outil [SDH06]

Ces zones ne sont pas centrées autour de l'axe de rotation de l'outil ce qui permet de montrer que les particules situées en AS et RS ne subissent pas le même trajet et que le procédé est bien asymétrique en terme de flux de matière. De plus, des stries séparées de l'avance par tour sont

observables dans des plans de normale z et semblent mettre en évidence un phénomène de dépôt de la matière par couches. Ceci est en lien direct avec les zones supposées précédemment puisque la matière située côté AS, tourne avec le pion puis elle est déposée côté RS. Xu et Deng [XD08] montrent que ces stries apparaissent à partir d'une certaine valeur de la vitesse de rotation. Cette vitesse de rotation, lorsqu'elle est faible modifie le trajet du feuillard qui alors possède une forme en S à la fin du soudage (figure 1.6) alors qu'à plus grande vitesse il a la forme d'un C.



FIGURE 1.6 – Coupe transversale d'un joint avec feuillard longitudinal, $V = 76\text{mm/min}$ et $\omega = 240\text{tr/min}$ [XD08]

Utilisation d'un fil

Sanders [San07] et Schneider *et al.* [SBJ06] se sont servis de fils de tungstène afin de mettre en évidence le mouvement des particules dans l'épaisseur. La tableau 1.2 répertorie les essais.

	[San07]	[SBJ06]
Matériau	2219	2195
D_s (mm)	30	30,5
D_p (mm)	9,6	12,7
h (mm)	n.a.	7,9
t (mm)	6,3	8,2
α (°)	0	2,5
ω (tr/min)	200 à 300	200
V (mm/min)	76 à 152	150

TABLEAU 1.2 – Caractéristiques des protocoles des essais de visualisation des flux de matière avec fil

Sanders [San07] a utilisé différentes répartitions du fil de tungstène : 5 positions dans la largeur de la soudure (2 côté AS, 2 côté RS et au milieu) et 3 positions dans l'épaisseur. Schneider *et al.* [SBJ06] utilisent un fil de tungstène ou un fil de plomb placé sur la ligne de soudure à 1,3mm de la face supérieure des tôles.

Sanders [San07] par ses multiples essais montre que la répartition des éléments du fil après le soudage dépendent plus de la position initiale du fil de tungstène que des paramètres opératoires. Les différents types de résultats possibles sont présentés sur la figure 1.7 :

- overlap : fil non modifié,
- slant : fil déposé avec des segments uniformes suivant une ligne,
- oscillate : fil déposé de manière oscillatoire,
- bi : fil déposé suivant deux régimes d'oscillations,
- scatter : fil déposé de manière chaotique, sans ordre réellement apparent.

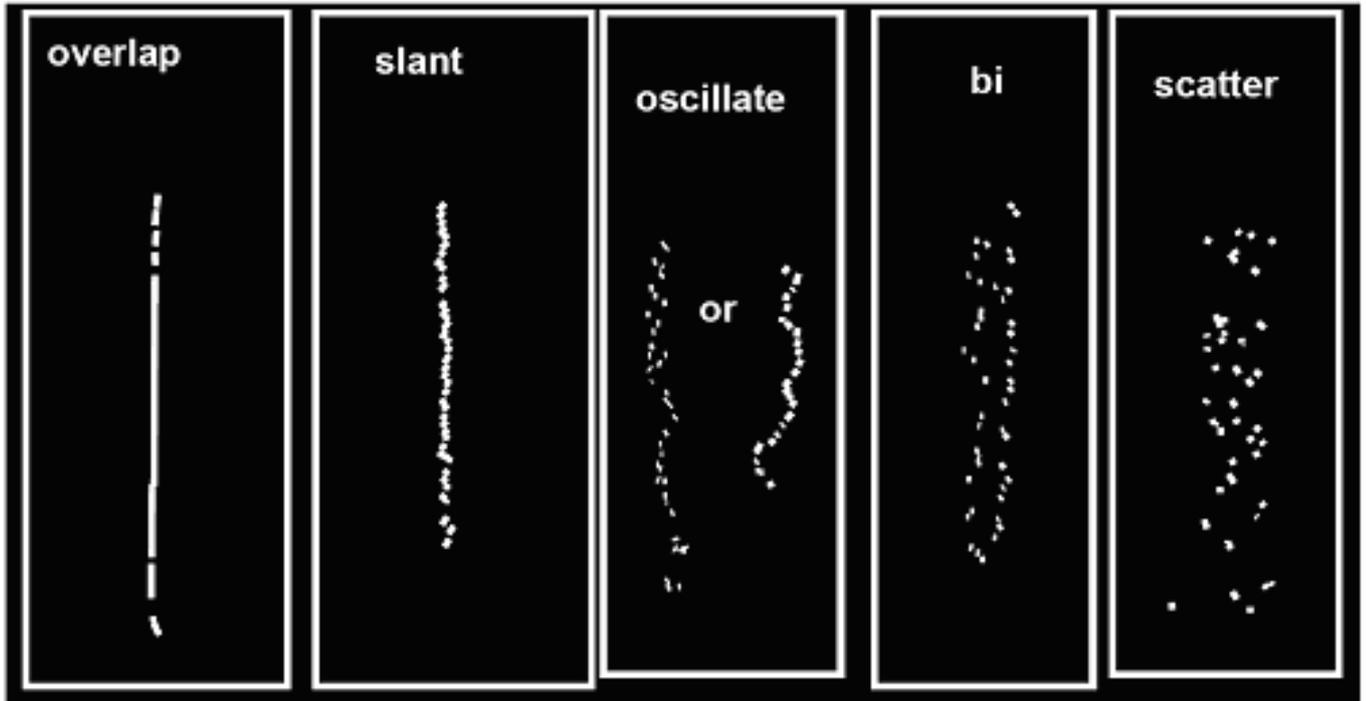


FIGURE 1.7 – Différents types de répartitions des morceaux de fil de tungstène après soudage [San07]

Les éléments situés du côté AS sont déposés majoritairement suivant des schémas scatter ou oscillate. Ceci traduit ici encore la nature "turbulente" de la trajectoire des particules issues du côté AS. Les éléments du côté RS les plus éloignés de l'outil sont déposés suivant des schémas overlap ou slant ce qui montre un écoulement moins agité. Proche de l'outil, les particules subissent des écoulements plus ou moins turbulents et sont déposées suivant chacun des schémas suivant les paramètres process. Il semble de ce fait, que les paramètres influent localement l'écoulement lors du procédé et notamment dans la zone de nugget. Loin de ce noyau, les particules semblent soumises au même type de mouvement. Des mouvements de matière dans l'épaisseur ont également été mis en évidence en effectuant des coupes macrographiques. Les deux auteurs attribuent la différence de répartition des particules également à l'existence de différentes zones de flux de matière lors du procédé, comme suggéré par Schmidt *et al.* [SDH06]. De plus, Sanders [San07] associe la répartition de type scatter à un bon mélange de la matière qui se caractérise par de meilleures propriétés du joint soudé. Enfin, Schneider *et al.* [SBJ06] mettent eux aussi en évidence la présence de stries, dans des plans de normale z , lors du soudage dont l'espacement correspond à R .

Soudure hétérogène

Des soudures hétérogènes ont été effectuées, en utilisant deux nuances différentes d'aluminium, par Li *et al.* [LMM99], Guerra *et al.* [GSM⁺03]. Le même type de soudure a été proposé par Gratecap [Gra07] et Lichty et Webb [LW07] mais cette fois-ci avec des plasticines de couleurs différentes. Gratecap [Gra07] a utilisé différents jeux de paramètres correspondants à des avances par tour comprises entre 0,125mm/tr et 2mm/tr. Le tableau 1.3 répertorie ces essais.

	[GSM ⁺ 03]	[LMM99]	[Gra07]	[LW07]
Matériau	6061/2195	2024/6061	Plasticine	Plasticine
D _s (mm)	19	19	20	25,4
D _p (mm)	6,3	6,5	5,2	8,2
h (mm)	5,8	n.a.	3,9	6,5
t (mm)	6,3	6,5	n.a.	15
α (°)	1	0 ou 2	3	2,5
ω (tr/min)	1000	400 à 1200	jusqu'à 1000	200 à 1500
V (mm/min)	180	60	200	24 à 126

TABLEAU 1.3 – Caractéristiques des protocoles des essais de visualisation des flux de matière avec des soudures hétérogènes

Nuances d'aluminium

Li *et al.* [LMM99] ont soudé bord à bord des tôles de 2024 et 6061 alors que Guerra *et al.* [GSM⁺03] ont eux soudé l'une sur l'autre une tôle de 2195 qui constitue la moitié supérieure du joint et une tôle de 6061. Les deux répartitions permettent donc de fournir une vision complémentaire du flux de matière lors du procédé.

Li *et al.* [LMM99] mettent en évidence, lors de la mise en place d'un angle de tilt non nul, des lamelles d'aluminium, de chacune des nuances, intercalées régulièrement quelle que soit la coupe d'observation. L'espacement entre couches est d'autant plus faible que la vitesse de rotation est grande donc que le rapport R est petit. Ce genre de morphologie est semblable à un flux de matière dans un régime solide plastique [LMM99, GSM⁺03]. Guerra *et al.* [GSM⁺03] mettent en évidence des mouvements de matière dans l'épaisseur. Il semblerait que dans le centre de la soudure, au niveau de la zone en rotation, la matière subisse un mouvement descendant alors que la matière située sur les côtés de cette zone est soumise à un mouvement ascendant. Ceci s'apparente donc à un mouvement de vortex dans l'épaisseur qui permet à la matière d'avoir un mouvement vertical. Ce mouvement de vortex est accompagné du mouvement de rotation et du mouvement de translation mis en évidence avec les essais avec feuillard. Ces différents mouvements sont donc combinés et permettent d'expliquer le mouvement de la matière lors du procédé. Cette décomposition est fréquente dans la littérature [San07, SBJ06, NRLD07] et est illustrée sur la figure 1.8.

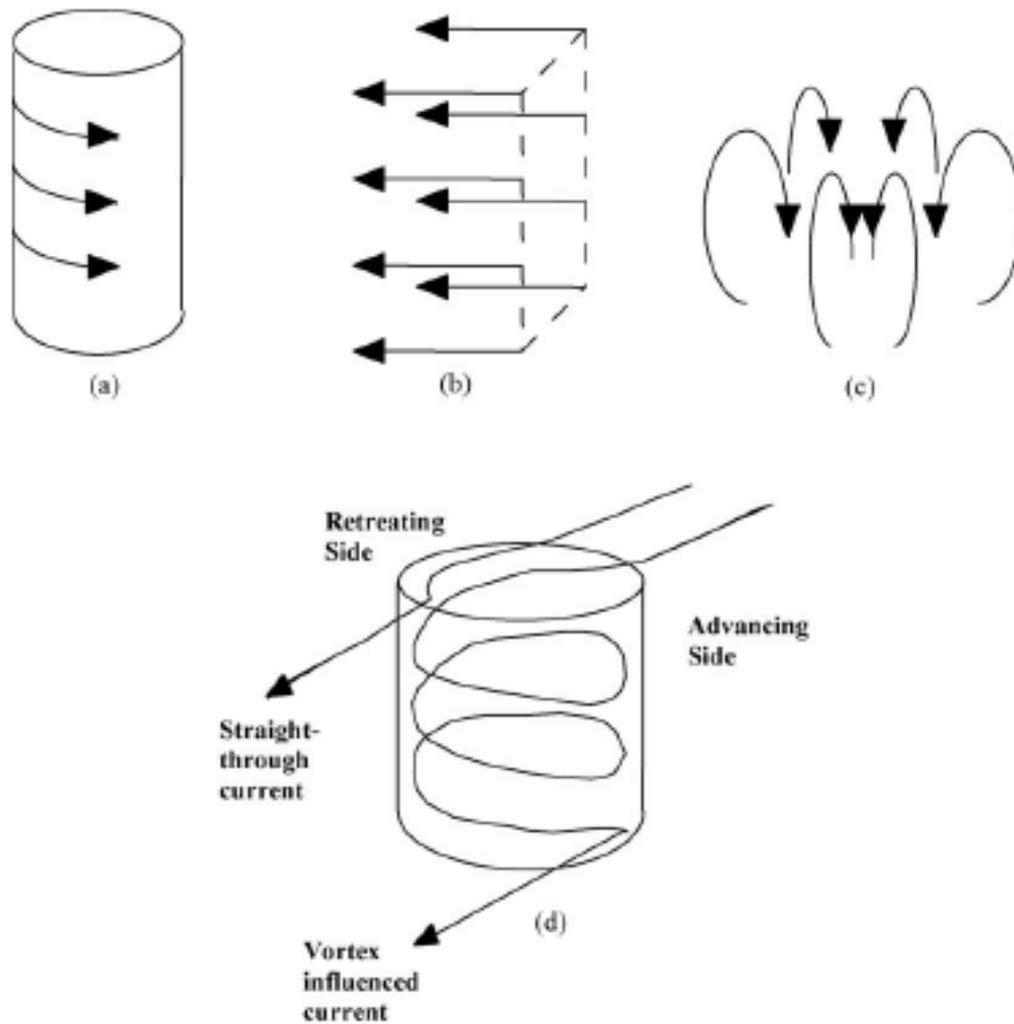


FIGURE 1.8 – Schématisation des écoulements lors du soudage : (a) mouvement de rotation, (b) translation uniforme et (c) vortex qui se combinent pour former les deux lignes de flux (d) [SBJ06]

Plasticine

Afin de mieux comprendre le rôle du pion, Gratecap [Gra07] a effectué des expériences sans pénétration complète de l'outil i.e. sans contact de l'épaulement sur la matière. Des stries ont pu être mise en évidence ici aussi dans des plans de normale z . Elles sont là aussi espacées de l'avance par tour. Après observation à la caméra rapide et dépouillement des résultats, la cause de ces stries a été attribuée à un défaut d'excentration de l'outil. Pour vérifier cette hypothèse des outils avec trois et quatre méplats ont été utilisés. Des couches plus fines s'ajoutent alors et correspondent à l'action de chacun des méplats. Des observations d'essais avec épaulement engagé cette fois-ci ont révélé la présence de deux lobes de formation de la matière correspondant aux fronts créés par l'épaulement de l'outil.

Liechty et Webb [LW07] par une quantification de la matière déposée, basée sur la couleur

du mélange final, ont mis en évidence la différence de trajet de la matière entre le côté AS et le côté RS. Il semble que la matière côté AS soit d'abord poussée en avant puis tourne avec l'outil avant d'être déposée alors que la matière du côté RS est simplement déposée à l'arrière de l'outil. De plus, en utilisant six couleurs de plasticine (trois couleurs dans l'épaisseur), des mouvements de matière dans l'épaisseur de la soudure ont été observés.

Bilan

Différentes méthodologies ont été illustrées afin de montrer leurs possibilités. L'utilisation de feuillards de cuivre ou d'aluminium pur semble être le moyen le plus facile à mettre en œuvre car il n'est pas nécessaire d'usiner des rainures par exemple. Cependant, elle ne permet pas de mettre en évidence les mouvements dans l'épaisseur. L'insertion des particules ou de fil de matériau différent de celui à souder permet l'observation de ces mouvements mais semble plus difficile à mettre en œuvre. L'utilisation de la plasticine semble également être un bon moyen à condition de vérifier la représentativité de son comportement vis-à-vis de celui du matériau qui sera utilisé lors du soudage.

Toutes les expériences ont été effectuées avec des outils filetés et montrent des résultats similaires concernant les mouvements de matière. Tout d'abord, dans la région proche de l'épaulement, en partie haute de la soudure, la matière est déposée majoritairement du côté AS tandis qu'en partie inférieure, elle est déposée du côté RS. La répartition des particules est influencée par la vitesse de rotation de l'outil : dans des coupes perpendiculaires à la direction de soudage, à faible vitesse le feuillard revêt la forme d'un S alors qu'à plus forte vitesse, le feuillard a la forme d'un C. Lors de l'utilisation d'un outil fileté, des mouvements verticaux de la matière ont été mis en évidence. Ce phénomène est d'autant plus important que la vitesse de rotation est grande. Ceci est dû à la cinématique de la liaison hélicoïdale créée entre l'outil et la tôle. Dans une liaison de ce type, plus la vitesse de rotation est importante plus le mouvement vertical est rapide. La matière a tendance à descendre au centre du noyau pour remonter sur les côtés.

Des stries, dans des plans de normale z , d'espacement égal à l'avance par tour, sont observées par la majorité des auteurs de même qu'un dépôt par couche dans le cas de soudures hétérogènes. Pour Guerra *et al.* [GSM⁺03], il provient d'un mouvement de vortex créé notamment par le filetage de l'outil et les mouvements verticaux en résultant. Gratecap [Gra07] l'attribue à un défaut de coaxialité de l'outil entre l'axe de rotation réel et l'axe géométrique.

1.2.4 Cycles thermiques

Dans la littérature, afin de calibrer les simulations numériques et ainsi fixer la valeur de certains paramètres difficilement mesurables mais aussi de valider ces simulations, des mesures de cycles thermiques lors du soudage FSW ont été effectuées. Il est possible de distinguer deux méthodologies pour mesurer ces températures.

La première est l'utilisation d'une caméra thermique qui permet d'avoir une image 2D de la répartition de température sur la face supérieure de l'échantillon. Ce type de mesure a été mis en place notamment par Gratecap [Gra07] et Hu *et al.* [HBB04]. Cependant, il est à noter que le passage de l'outil peut gêner la mesure au niveau de l'observation mais aussi que la peinture noire à la surface de l'échantillon, nécessaire à la mesure pour connaître son émissivité, est détériorée durant le soudage, faussant la mesure.

La deuxième méthodologie consiste en la disposition de thermocouples à différentes positions dans les tôles à souder ou encore dans l'outil. Cette technique a été utilisée par Chao et Qi [CQ99], Hu *et al.* [HBB04], Gratecap [Gra07], Xu et Deng [DX01, XD02, XD03] pour les tôles et par Dickerson *et al.* [DSS03b, SDS03], Simar *et al.* [SPdM04] pour l'outil.

1.3 Matériau et équipements utilisés dans ce travail

1.3.1 Matériau

Dans ce travail, les soudures ont été réalisées sur des tôles d'alliage d'aluminium 7020-T6 de 4mm et 10mm d'épaisseur. Le tableau 1.4 présente la composition chimique de cet alliage.

7020	Si	Fe	Cu	Mn	Mg	Cr	Zn	Ti	Zr
%wt	0,16	0,29	0,06	0,16	1,10	0,12	5,03	0,05	0,09

TABLEAU 1.4 – Composition de l'aluminium 7020-T6 utilisé pour les soudures

1.3.2 Machines de soudage

Les soudures ont été effectuées en utilisant deux machines dédiées au FSW appartenant à l'Institut de Soudure et basées sur le site de Goin :

- ESAB dont les caractéristiques sont : 89kN pour l'effort de plongée maximal, 2000tr/min pour la vitesse de rotation maximale , 2000mm/min pour la vitesse d'avance maximale, jusqu'à 2m de longueur de soudure, soudage 2D ;
- MTS dont les caractéristiques sont : 89kN pour l'effort de plongée maximal, 2000tr/min pour la vitesse de rotation maximale, 2000mm/min pour la vitesse d'avance maximale, jusqu'à 2m de longueur de soudure, soudage 3D, mesures des efforts possibles (dans la direction X et dans la direction Y).

La majorité des essais a été réalisée sur la machine ESAB pour un problème de disponibilité même si la machine MTS permet de mesurer plus de grandeurs caractéristiques lors du soudage. Tous les essais ont été réalisés avec un pilotage en effort.

1.3.3 Outils

Quatre géométries différentes ont été utilisées pour réaliser les soudures : 3 outils (T1, T2, T3) pour les tôles de 4mm d'épaisseur, 1 outil (T4) pour les tôles de 10mm d'épaisseur. Tous les outils possèdent un épaulement concave. Les essais doivent permettre de calibrer le modèle numérique qui est développé dans ce travail mais aussi de le valider. C'est pourquoi, dans le but de simplifier la simulation, deux outils non filetés T1 et T2 ont été mis en œuvre. T1 a un pion cylindrique de révolution de diamètre $D_p=5\text{mm}$ et T2 un pion conique avec 3 méplats. La figure 1.9 présente les outils T1 et T2 utilisés pour l'étude thermique et l'étude sur les mouvements de matière.

T3 a la même géométrie que T2 avec l'ajout d'un filet sur le pion. Dans les trois cas, le pion a une hauteur $h=4\text{mm}$. T4 présente les mêmes caractéristiques géométriques que T3 si ce n'est que ses dimensions ont été adaptées à l'épaisseur de 10mm. La figure 1.10 présente les outils utilisés

en plus des outils T1 et T2 mais uniquement pour l'étude thermique.

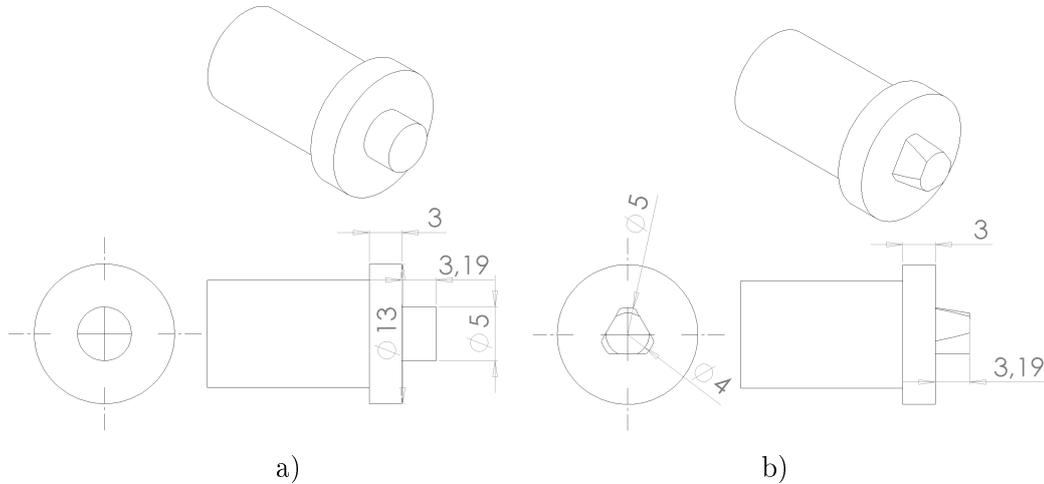


FIGURE 1.9 – Les deux outils utilisés pour l'étude thermique et l'étude des mouvements de matière : a) T1, b) T2 (dimensions en mm)

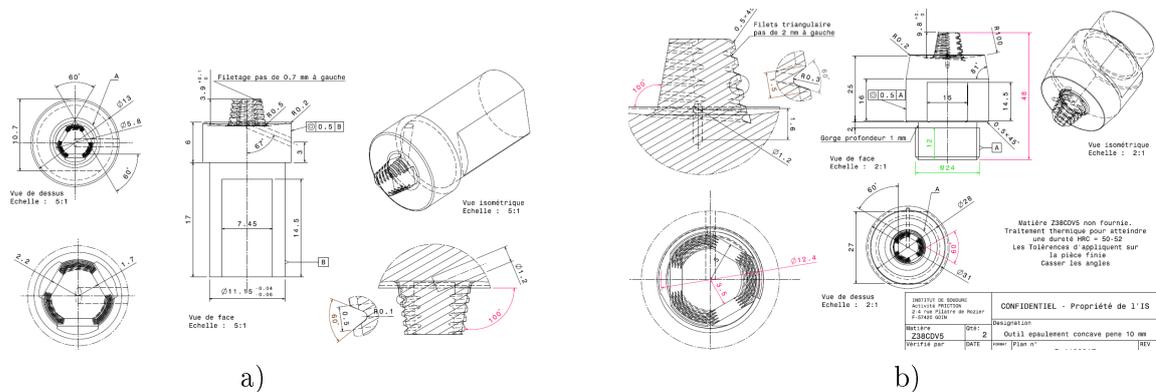


FIGURE 1.10 – Les deux outils complémentaires utilisés pour l'étude thermique : a) T3, b) T4

1.4 Protocoles opératoires

1.4.1 Cycles thermiques

Afin de mesurer les cycles thermiques lors du soudage des thermocouples ont été insérés dans les tôles à souder. Les soudures ont été réalisées en pleine tôle sur des lopins de dimensions : 200mm X 150mm X 4mm. Pour laisser le passage aux fils des thermocouples, des plaques-supports ont été usinées. Elles présentent des rainures et des trous débouchant. De ce fait, les thermocouples sont positionnés dans des trous usinés dans les tôles et sont soudés. La figure 1.11 illustre ce montage.

à 4mm de la surface supérieure de la plaque-support. Ce thermocouple n'a fonctionné que pour les essais sur les tôles de 10mm d'épaisseur. Deux vitesses d'avance, 500mm/min et 900mm/min et deux vitesses de rotation, 600 tr/min et 900tr/min, ont été utilisées. L'effort de plongée varie de 8830N à 12260N pour les tôles de 4mm d'épaisseur et de 29430N à 39000N pour les tôles de 10mm d'épaisseur.

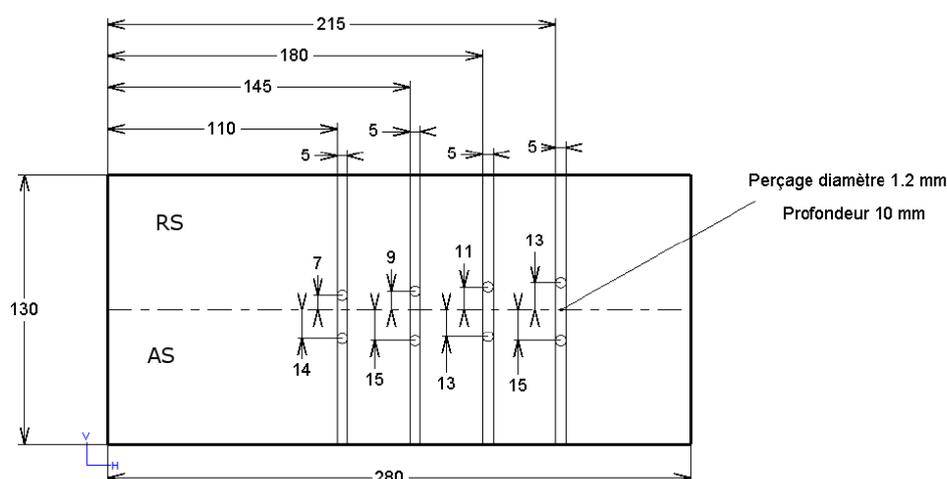


FIGURE 1.13 – Plaque-support usinée pour les tôles de 10mm d'épaisseur

Thermocouple	T_{h1}	T_{h2}	T_{h3}	T_{h4}	T_{h5}	T_{h6}	T_{h7}	T_{h8}
Distance (mm)	5	5	2	8	5	5	5	2

TABLEAU 1.5 – Position dans l'épaisseur des thermocouples : distance par rapport à la face inférieure de la tôle pour les tôles de 10mm d'épaisseur

Pour tous les essais, avant de démarrer l'opération de soudage et avec l'ensemble bridé, une source de chaleur balaye la surface supérieure de la tôle. La température de chaque thermocouple est observée lors de cette opération et permet de détecter immédiatement les thermocouples qui ne seront pas fiables du fait d'une détérioration du thermocouple lors de son montage ou du contact inexistant entre le thermocouple et la tôle. Ceci permet donc de faire une première détection des thermocouples à ne pas considérer dans la suite. L'allure générale du cycle thermique de chaque thermocouple peut également permettre une détection de problèmes : des valeurs très faibles ou encore des temps de montée en température ou de refroidissement très différents des autres thermocouples.

1.4.2 Mouvements de matière

Afin de caractériser les mouvements de matière lors du soudage, différentes expériences ont été réalisées sur des tôles d'épaisseur 4mm avec l'outil T1 et l'outil T2. La vitesse d'avance varie de 100mm/min à 900mm/min, la vitesse de rotation de 300 à 1620 tr/min et l'effort de plongée de 5890N à 11770N. Des essais pleine tôle, c'est à dire en utilisant une seule tôle bridée permettent d'observer la morphologie du joint soudé et également de choisir l'effort de plongée afin de limiter les défauts de type flash ont été effectués. Ces essais ont également permis de trouver

les positions minimales des thermocouples afin de les situer dans la zone non malaxée par l'outil (hors de la ZATM). Des essais en utilisant des feuillards de cuivre comme marqueur ont été mis en œuvre. Le feuillard a été placé soit le long du cordon de soudure (feuillard longitudinal) soit perpendiculaire au cordon de soudure (feuillard transversal) et traverse toute l'épaisseur. Dans tous les cas, deux tôles ont été utilisées. Les deux configurations sont présentées sur la figure 1.14.

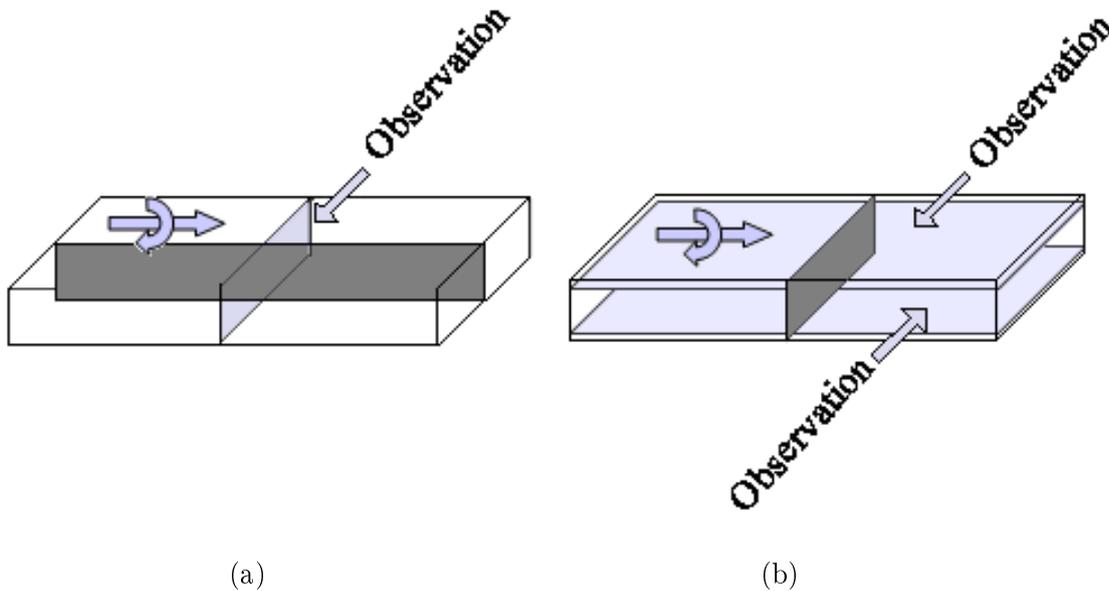


FIGURE 1.14 – Position du feuillard (gris foncé) : (a) parallèle à la direction de soudage, (b) perpendiculaire à la direction de soudage et direction d'observation correspondante (gris clair)

Pour effectuer les observations, des coupons ont été prélevés dans les différents cordons dans le sens transversal. Des observations ont également été faites dans deux plans contenant la direction de soudage et perpendiculaire à l'axe de l'outil. Ces plans d'observations sont situés à deux positions différentes dans l'épaisseur : proche de l'épaule et en pied de soudure. Ces plans sont présentés sur la figure 1.14. Les échantillons sont polis en utilisant des disques abrasifs de papier emery de différentes densités. Après cela, l'utilisation de solutions diamantées avec différents diamètres de particules ($6\mu\text{m}$, $3\mu\text{m}$, $1\mu\text{m}$) permet de finaliser le polissage. Pour mettre en évidence la microstructure, les échantillons sont soumis à une attaque chimique avec le réactif de Keller (pour 100ml de solution aqueuse : 0,5ml d'acide fluorhydrique, 1,5ml d'acide chlorhydrique et 2,5ml d'acide sulfurique). Les images présentées ultérieurement sont obtenues grâce à un microscope optique relié à un ordinateur permettant d'obtenir des images numériques. Dans des images couleurs, le cuivre est orange et les défauts de compacité noirs ce qui permet de les distinguer. Cependant, dans des images en noir et blanc, qui seront présentées dans la suite, le cuivre et les défauts sont noirs.

1.5 Analyse des cycles thermiques

Des mesures de cycles thermiques, en utilisant des thermocouples, ont été réalisées pour les tôles de 4mm et 10mm d'épaisseur. Nous considérons que ces mesures de température correspondent à l'état thermique stationnaire puisque les thermocouples sont situés suffisamment loin

de la position de pénétration de l'outil dans la tôle. Pour tous les essais, sauf indication contraire, l'origine des temps a été choisie de manière à ce que les courbes aient des pics de température au même temps t , $t=15s$. Ceci facilite la comparaison des cycles thermiques entre eux.

1.5.1 Tôles de 4mm

Présentation des essais réalisés

Dans notre démarche, nous avons fait varier la vitesse d'avance à vitesse de rotation donnée et inversement pour obtenir trois essais. L'essai de Référence correspond à une vitesse d'avance $V=500\text{mm/min}$ et une vitesse de rotation $\omega = 900\text{tr/min}$. Ceci correspond à une avance par tour, $R=0,55\text{mm/tr}$. La vitesse de rotation a été diminuée pour atteindre une valeur $\omega = 600\text{tr/min}$ afin d'obtenir un essai dit "froid" d'avance par tour $R=0,83\text{mm/tr}$ (voir paragraphe 1.2.2). Afin d'obtenir l'essai dit "rapide", la vitesse de soudage a été augmentée : $V=900\text{mm/min}$. Cet essai correspond à un essai d'avance par tour $R=1\text{mm/tr}$. Un quatrième essai a été mis en place afin de faire apparaître des défauts de type flash en augmentant l'effort de plongée. Ces quatre essais concernent l'utilisation de l'outil cylindrique présenté précédemment sur la figure 1.9a. Afin de mettre en évidence l'influence de la géométrie du pion sur la soudure, les paramètres de l'outil Référence ont été utilisés avec deux outils coniques : un disposant de trois méplats et un autre avec les trois méplats et des filets. Ces outils ont été présentés précédemment sur les figures 1.9(a et b) et 1.10a. Afin de réaliser ces essais, les deux machines (ESAB et MTS) ont été utilisées. A l'exception de l'essai flash, l'effort de plongée a été ajusté de manière à ne pas obtenir de défaut de type flash. Les paramètres opératoires utilisés sont répertoriés dans le tableau 1.6.

Nom	V (mm/min)	ω (tr/min)	F ESAB (N)	F MTS (N)	Outil	Remarques
Référence	500	900	8830	8490	T1	
Froid	500	600	10790	9500	T1	ω diminue
Flash	500	900	12260	9500	T1	F augmente
Rapide	900	900	11770	10000	T1	V augmente
Méplats	500	900	8830	8490	T2	Outil changé
Filets	500	900	8830	7990	T3	Outil changé

TABLEAU 1.6 – Dénomination des essais FSW pour les mesures de cycles thermiques pour la tôle de 4mm : V est la vitesse d'avance, ω la vitesse de rotation de l'outil, F ESAB l'effort de plongée appliqué par la machine ESAB et F MTS l'effort de plongée appliqué par la machine MTS

Incertitudes des mesures de températures

Etant donné la difficulté de positionner finement les thermocouples par rapport à la ligne de soudure, des coupes macrographiques ont été effectuées pour chacun des essais afin de connaître la position réelle des thermocouples. Les positions des thermocouples sont données dans les tableaux 1.7 et 1.8 pour les machines ESAB et MTS respectivement. Le symbole X représente des thermocouples qui ne sont pas pris en compte pour la suite de l'étude, soit parce que ces thermocouples présentent des résultats aberrants, soit parce qu'ils ont bougé pendant le soudage ce qui ne permet pas d'être sûr de leur position durant l'essai.

Essais	T _{h1} (RS)	T _{h2} (AS)	T _{h3} (RS)	T _{h4} (AS)	T _{h5} (RS)	T _{h6} (AS)	T _{h7} (RS)	T _{h8} (AS)
Théorique	5	9	6	10	6,5	6,5	8	6
Référence1	5,3	8,7	6	X	6,4	6,3	7,9	5,6
Filets	5,1	8,7	5,9	9,9	6,3	6,5	7,7	6
Froid1	X	8,3	6,4	9,4	X	5,9	8,5	5,3
Méplat1	5,8	7,9	X	X	6,9	5,9	8,5	5,1
Méplat2	5,6	8,2	6,4	9,4	X	5,9	8,2	5,6
Rapide1	5,6	8,2	X	X	X	5,4	8,8	4,9
Rapide2	5,4	8,6	6,3	9,5	6,8	6	X	5,4

TABLEAU 1.7 – Position finale des thermocouples (mm) pour les essais sur tôles de 4mm d'épaisseur avec la machine ESAB

Essais	T _{h1} (RS)	T _{h2} (AS)	T _{h3} (RS)	T _{h4} (AS)	T _{h5} (RS)	T _{h6} (AS)	T _{h7} (RS)	T _{h8} (AS)
Théorique	5	9	6	10	6,5	6,5	8	6
Référence2	X	8,5	5,9	X	6,2	6,4	7,6	5,8
Froid2	X	8,6	6,3	9,4	6,6	5,9	X	5,6
Flash	X	8,7	6,2	9,6	6,7	6,2	8,2	5,6

TABLEAU 1.8 – Position finale des thermocouples (mm) pour les essais sur tôles de 4mm d'épaisseur avec la machine MTS

Nous avons étudié la reproductibilité des essais et nous avons constaté lors d'un même essai, pour des thermocouples situés à la même distance par rapport à la ligne de soudure et pour les mêmes conditions opératoires, une différence de la valeur de la température de pic de l'ordre de 30°C à 60°C. Dès lors, nous considérerons par la suite que l'incertitude des mesures est au minimum de 30°C (barre d'erreur figure 1.16.) Ces incertitudes sont essentiellement dues à la difficulté de la réalisation d'un contact parfait entre le thermocouple et la tôle et à la position exacte de la boule du thermocouple dans le perçage.

Résultats

La figure 1.15 montre l'évolution de la température pour le thermocouple T_{h2} positionné à 8,7mm de la ligne de soudure pour les essais Référence1, Filets et Rapide2. Dans tous les cas, on observe une croissance rapide de la température lorsque l'outil s'approche du thermocouple et une décroissance lente lorsqu'il s'en éloigne. Cette évolution est observée systématiquement quel que soit le thermocouple. La croissance est d'autant plus rapide que la vitesse d'avance est grande (comparaison Référence1 - Rapide2). La décroissance est également plus rapide lorsque l'on augmente la vitesse d'avance montrant que les cycles thermiques se resserrent. Il n'y a pas d'impact significatif de la présence de filets sur le cycle thermique.

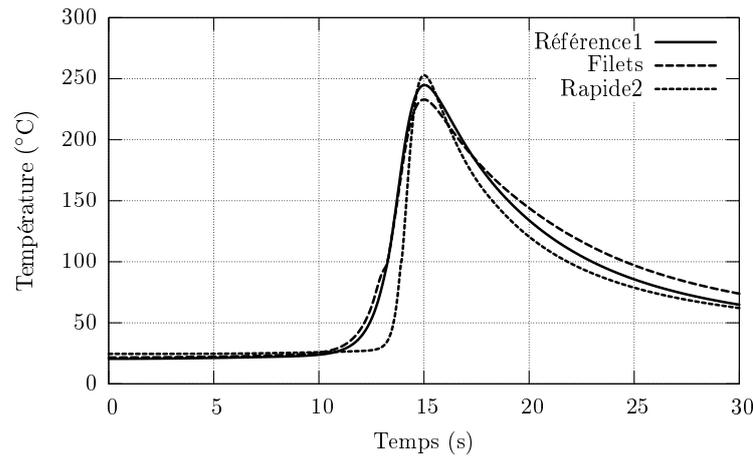


FIGURE 1.15 – Evolution de la température pour le thermocouple T_{h2} : essai Référence1, Filets et Rapide2

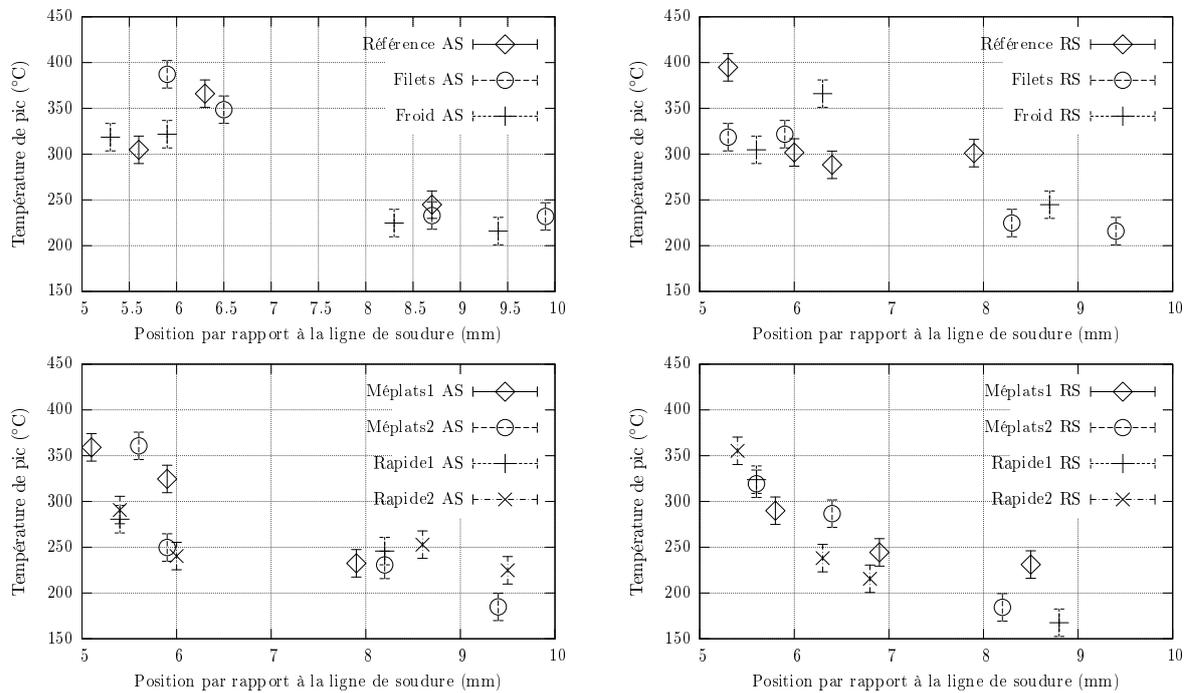


FIGURE 1.16 – Répartition des températures de pic dans la direction perpendiculaire à la ligne de soudure, à mi-épaisseur pour les tôles de 4mm d'épaisseur sur la machine ESAB

Pour chacun des essais, si l'on sépare les côtés AS et RS (figure 1.16), on observe comme attendu que la température maximale décroît lorsque l'on s'éloigne perpendiculairement par rapport à la ligne de soudure. Nos mesures de températures ne permettent pas de vérifier que le côté AS est plus chaud que le côté RS comme indiqué par certains auteurs [Jac09] [SPdM04] : ces différences restent néanmoins trop faibles devant la valeur des pics et l'incertitude de mesures.

De manière générale, quelle que soit la machine utilisée, les cycles thermiques présentent les

mêmes particularités :

- les pics de température des cycles pour des thermocouples situés à la même distance de la ligne de soudure présentent des valeurs différentes dans l'intervalle d'incertitude estimé à 30°C ,
- l'augmentation de la vitesse d'avance conduit à des cycles thermiques plus étroits,
- les valeurs des pics obtenues pour les différents paramètres opératoires ne permettent pas de différencier un essai plus "chaud" que les autres.

La température maximale mesurée pour tous les essais est de 410°C . Elle correspond à l'essai Filets et à un thermocouple situé à $5,1\text{mm}$ de la ligne de soudure. Ceci montre que la température maximale dans la zone malaxée est d'au moins 410°C . En effet, il n'est pas possible de positionner un thermocouple dans la zone malaxée de la zone à souder car celui-ci serait détruit à cause des grandes déformations engendrées par le procédé.

La figure 1.17 illustre l'influence de la machine sur le cycle thermique du thermocouple T_{h6} pour les essais Référence et Froid. Pour les essais Référence, l'origine des temps a été décalé pour améliorer la lisibilité.

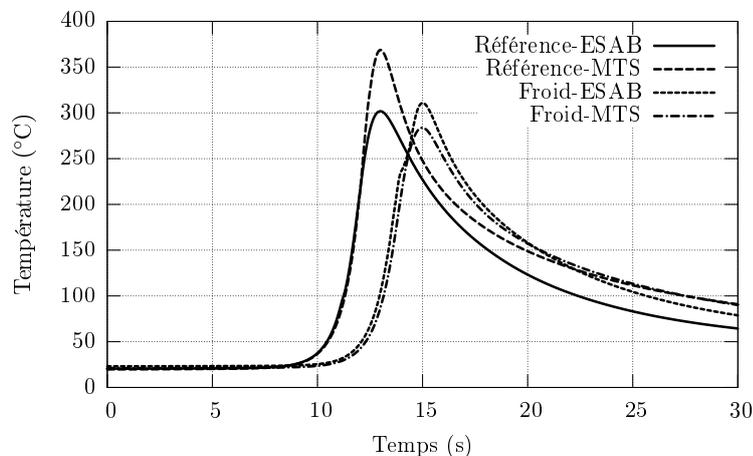


FIGURE 1.17 – Influence de la machine sur le cycle thermique du thermocouple T_{h6} (côté AS à $6,5\text{mm}$ de la ligne de soudure) : essai Référence et Froid

Pour l'essai de Référence, la machine ESAB présente une température plus importante alors que pour l'essai Froid, c'est le contraire. Par ailleurs, les courbes de refroidissement se croisent. Ces résultats montrent que la comparaison des cycles thermiques obtenus pour des essais effectués sur les deux de machines ne permet pas d'identifier d'impact particulier de la machine et du bridage.

1.5.2 Tôles de 10mm

Pour les essais FSW sur les tôles de 10mm, les dénominations des différents essais réalisés sont répertoriées dans le tableau 1.9. La campagne d'essais a eu lieu en utilisant la machine MTS.

Nom	V (mm/min)	ω (tr/min)	F ESAB (N)	F MTS (N)	Outil	Remarques
Référence	500	900	29430	33000	T4	
Froid	500	600	34330	35000	T4	ω diminue
Flash	500	900	34330	39000	T4	F augmente
Rapide	900	900	37280	35000	T4	V augmente

TABLEAU 1.9 – Dénomination pour les essais de mesures de cycles thermiques pour la tôle de 10mm

De la même manière que pour les essais sur les tôles de 4mm d'épaisseur, la position finale des thermocouples a été déterminée sur des coupes de cordons de soudure. Ces positions sont répertoriées dans le tableau 1.10. Le symbole X représente des thermocouples qui ne sont pas pris en compte pour la suite de l'étude comme dans le cas des tôles de 4mm d'épaisseur.

Les cycles thermiques ont été à nouveau analysés. Pour des thermocouples placés à la même position par rapport à la ligne de soudure, l'influence des paramètres process n'a pu être mise en évidence de manière évidente comme pour le cas du 4mm. De plus, aucune variation significative de la température mesurée en fonction de la position dans l'épaisseur n'a été mise en évidence. Or, on aurait pu s'attendre à ce qu'un thermocouple proche de l'épaulement ait une température supérieure à un thermocouple placé plus profondément dans l'épaisseur.

Essais	T _{h1} (RS)	T _{h2} (AS)	T _{h3} (RS)	T _{h4} (AS)	T _{h5} (RS)	T _{h6} (AS)	T _{h7} (RS)	T _{h8} (AS)
Théorique	7	14	9	15	11	13	13	15
Référence1	X	13,3	8,5	14,3	10,8	12,5	12,5	14,6
Référence2	X	15	8,2	15,9	10,4	13,4	11,8	15,9
Froid1	X	13,5	8,8	14,2	10,8	12,3	12,7	13,8
Froid2	X	14,2	8,5	14,6	10,6	12,9	12,7	14,8
Rapide1	X	14,3	8,3	14,1	10,2	12,9	11,7	14,8
Rapide2	X	13,8	8,9	14,6	11	12,5	12,9	14,2
Flash1	X	14,1	8	15	9,4	13,7	11,9	14,9
Flash2	X	13,8	8,7	14,5	10,8	12,3	12,7	14,2

TABLEAU 1.10 – Position finale des thermocouples (mm) pour les essais sur tôles de 10mm d'épaisseur

La figure 1.18 présente les cycles thermiques dans la plaque-support obtenus pour les différents essais. L'essai de référence présente une valeur maximale de 220°C alors que les autres essais présentent des températures maximales de l'ordre de 100°C. De plus, la vitesse de refroidissement dans ce cas est la plus grande. Ces résultats sont surprenants mais peuvent être dus à un mauvais positionnement du thermocouple par rapport à la ligne de soudure. Compte tenu de ces résultats, nous avons choisi de ne pas exploiter quantitativement ces résultats dans notre travail de modélisation (cf. Chapitre 3).

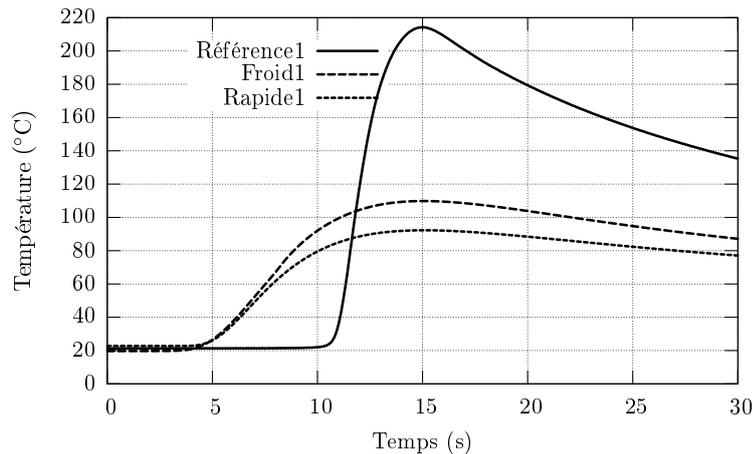


FIGURE 1.18 – Influence des paramètres process sur le cycle thermique du thermocouple placé dans la plaque-support : essai Référence, Froid et Rapide

1.5.3 Bilan

Les différents essais réalisés ont mis en évidence la difficulté d'effectuer des mesures de température précises en utilisant des thermocouples et permettant de les comparer. D'une part, le respect de la position exacte du thermocouple par rapport à la ligne de soudure n'est pas facile à réaliser. D'autre part, le contact thermique entre le thermocouple et la tôle ne peut être considéré comme parfait. Dès lors, la température vue par le thermocouple est inférieure à la température réelle. Ainsi, pour calibrer le modèle, les valeurs des pics obtenus devront être au moins égaux aux valeurs expérimentales. Par contre, la forme des cycles, elle, n'est pas influencée par ces problèmes de contact. Ainsi, la partie de la courbe correspondant au refroidissement doit permettre de calibrer le modèle et notamment les valeurs des coefficients d'échanges thermiques qui ont un impact sur ce phénomène.

1.6 Etude des mouvements de matière

Les résultats présentés ici concernent aussi bien les soudures pleine tôle que celles obtenues en utilisant les feuillards de cuivre comme marqueur. Les essais ont été effectués sur des tôles d'épaisseur 4mm.

1.6.1 Analyse de la géométrie des joints

Les sections perpendiculaires des joints correspondant aux essais réalisés avec les jeux de paramètres présentés dans le tableau 1.11 ont été systématiquement observées. Tout d'abord, la forme du joint soudé est analysée. Les différentes coupes mettent en évidence une zone comprenant le nugget ainsi que la ZATM. Cette zone est délimitée par des pointillés sur la figure 1.19. La soudure (nugget + ZTAM) a une forme évasée comme on le trouve communément dans la littérature [MM05]. La partie la plus large est dans la partie supérieure de la soudure révélant le rôle prépondérant de l'épaulement sur le malaxage de la matière. La partie la plus fine est située en zone inférieure du cordon. De plus, dans la partie supérieure, le côté AS et le côté RS ne sont pas symétriques. Afin de mettre en évidence de façon plus précise l'influence des paramètres du procédé sur la forme du joint, nous définissons des longueurs caractéristiques (figure 1.19) :

- L_r est la largeur du cordon en pied de soudure
- L_1 est la largeur du cordon à 1mm du pied de la soudure
- L_2 est la largeur du cordon à mi-épaisseur
- L_3 est la largeur du cordon à 3mm du pied de la soudure.

V (mm/min)	F (N)	ω (tr/min)	V/ ω (mm/tr)	Outil T1				Outil T2			
				L_r	L_1	L_2	L_3	L_r	L_1	L_2	L_3
100	7360	300	0.33	4.8	5.5	6.5	8.6	4.8	5.6	6.6	8.1
100	5890	600	0.17	4.8	6.5	7.5	10.4	4.8	6.3	7.2	9.4
500	10790	600	0.83	5.0	5.6	8.1	10.8	5.0	6.1	7.4	9.5
500	8830	900	0.56	5.2	5.8	7.0	9.8	5.1	5.7	6.9	8.9
900	11770	900	1.00	5.2	6.4	7.4	9.1	5.2	5.8	7.0	9.0
900	7360	1620	0.56	4.6	6.2	6.1	6.1	4.3	5.8	6.1	6.2

TABLEAU 1.11 – Longueurs caractéristiques des joints (en mm) pour différentes valeurs de vitesse d'avance (V), effort de plongée (F) et vitesse de rotation (ω)

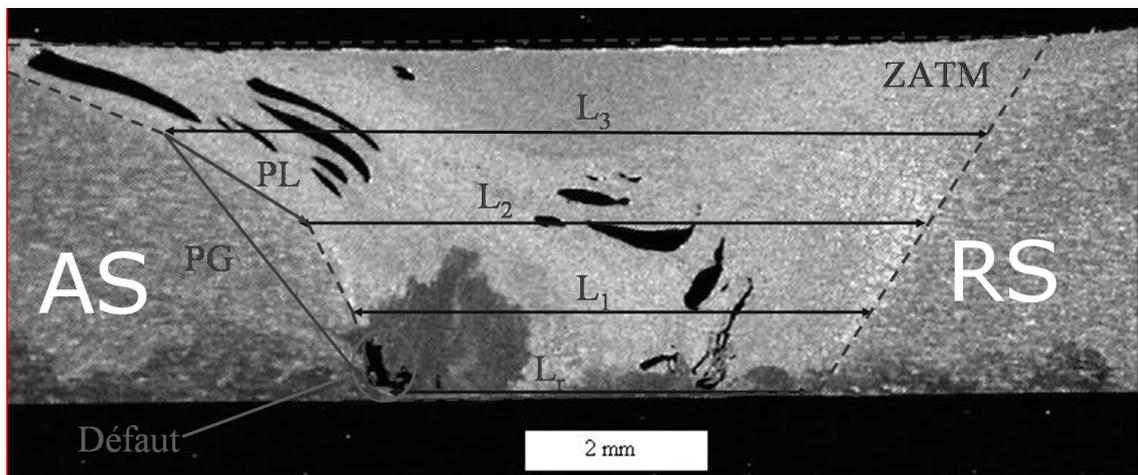
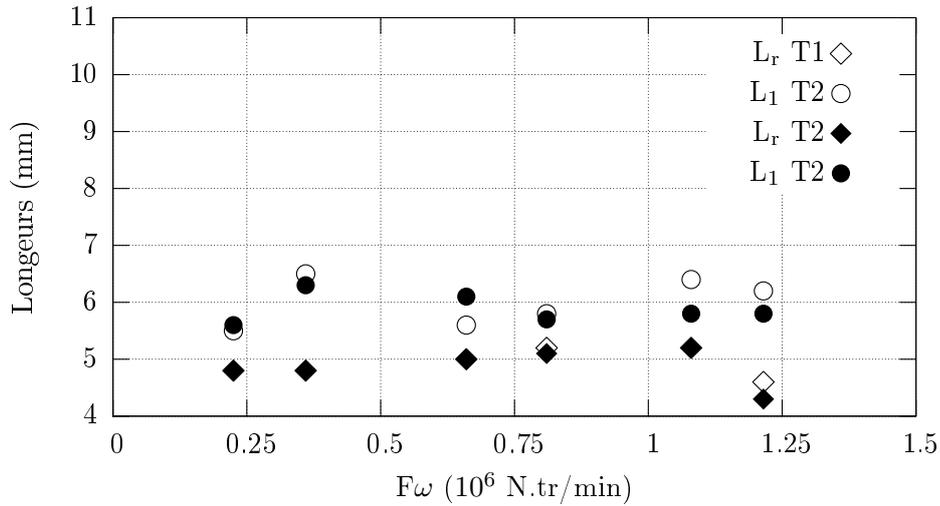
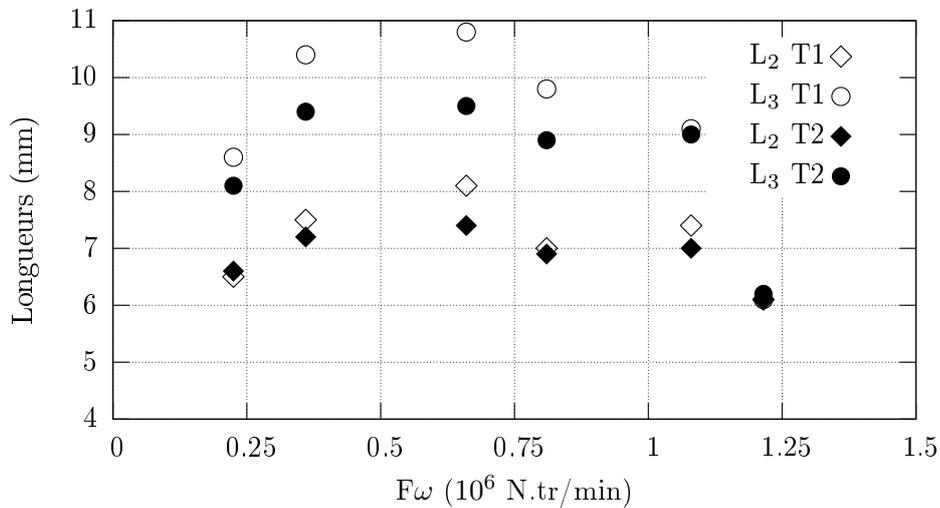


FIGURE 1.19 – Micrographie typique de cordon et définitions des longueurs caractéristiques

La figure 1.20 présente les cordons obtenus avec les différentes combinaisons de paramètres process. Le tableau 1.11 répertorie les résultats pour les différents jeux de paramètres et les deux outils. Pour les deux géométries de pion, L_r , L_1 et L_2 ne sont pas influencées de manière significative par F, V ou ω . De la même manière, L_3 n'est pas clairement liée à ces paramètres excepté le cas où ω est égale à 1620 tr/min. Dans ce cas, L_3 est plus de 30% inférieure à la valeur mesurée dans les autres cas, quelle que soit la géométrie du pion. Les figures 1.21 et 1.22 présentent les longueurs caractéristiques en fonction de $F\omega$. Ce produit qui ne correspond pas à une grandeur mécanique ou énergétique, combine l'action de l'effort de plongée et de la vitesse de rotation sur le contact et la chaleur générée par frottement à l'interface épaulement-matière. L'effort de plongée affecte la surface de contact entre l'épaulement et la tôle à souder. La vitesse de rotation affecte la chaleur générée par frottement. On constate que L_r et L_1 n'évoluent pas de manière significative en fonction de $F\omega$. En revanche, on constate que L_2 et L_3 augmentent et après diminuent quand $F\omega$ augmente.

		Outil T1	Outil T2
V (mm/min)	100		
F (N)	7360		
ω (tr/min)	300		
V (mm/min)	100		
F (N)	5890		
ω (tr/min)	600		
V (mm/min)	500		
F (N)	10790		
ω (tr/min)	600		
V (mm/min)	500		
F (N)	8830		
ω (tr/min)	900		
V (mm/min)	900		
F (N)	11770		
ω (tr/min)	900		
V (mm/min)	900		
F (N)	7360		
ω (tr/min)	1620		

FIGURE 1.20 – Macrographies des coupes transversales des joints soudés avec les différents jeux de paramètres

FIGURE 1.21 – Influence de $F\omega$ sur L_r et L_1 FIGURE 1.22 – Influence de $F\omega$ sur L_2 et L_3

De plus, afin de caractériser la forme des joints soudés, deux quantités ont été calculées. Le Profil Global (PG), égal à $(L_3 - L_r)/3$, donne la pente "globale" par rapport à l'axe de l'outil de la forme du cordon. Le Profil Local (PL), égal à $(L_3 - L_2)/1$, détermine la pente "locale". Ces deux profils sont présentés sur la figure 1.23. La comparaison de ces deux grandeurs met en évidence la cassure dans la forme du joint et caractérise ainsi l'impact de l'épaulement sur l'écoulement le long de l'épaisseur. Comme L_2 et L_3 , PG et PL augmentent puis diminuent en fonction de $F\omega$ indiquant que la zone affectée par l'épaulement s'épaissit. La rotation de l'épaulement provoque une augmentation de la température dans la zone juste en dessous de l'interface épaulement-matière. Ainsi, dans cette zone, le matériau s'adoucit et est plus sensible au mouvement de rotation de l'épaulement. Ainsi, la zone dominée par le mouvement de l'épaulement s'étend le

long de l'épaisseur quand $F\omega$ augmente. Ces résultats sont confirmés par les résultats de Zhang et Zhang [ZZ08, ZZ09] qui ont simulé le soudage de tôles fines, de 3mm d'épaisseur, similaire à celles de notre travail. Zhang et Zhang [ZZ08, ZZ09] montrent que la température est plus élevée et uniforme lorsque la vitesse de rotation augmente et/ou le travail externe appliqué augmente. De ce fait, la zone d'influence de l'épaulement grandit dans la direction de l'épaisseur. La diminution de L_2 , L_3 , PG et PL en fonction de $F\omega$ est attribuée à deux raisons principales tant que l'effort de plongée est assez élevé pour maintenir un contact outil-matière sur une large surface :

1. Etant donné que la pièce est échauffée, un adoucissement localisé et/ou une fusion locale réduisent le frottement et la génération de chaleur [EB07, NDB08]. La zone affectée par l'épaulement est alors plus mince.
2. L'échauffement peut provoquer un fort adoucissement du matériau entraînant une localisation de la déformation [CS06]. Cette localisation réduit la taille de la zone déformée.

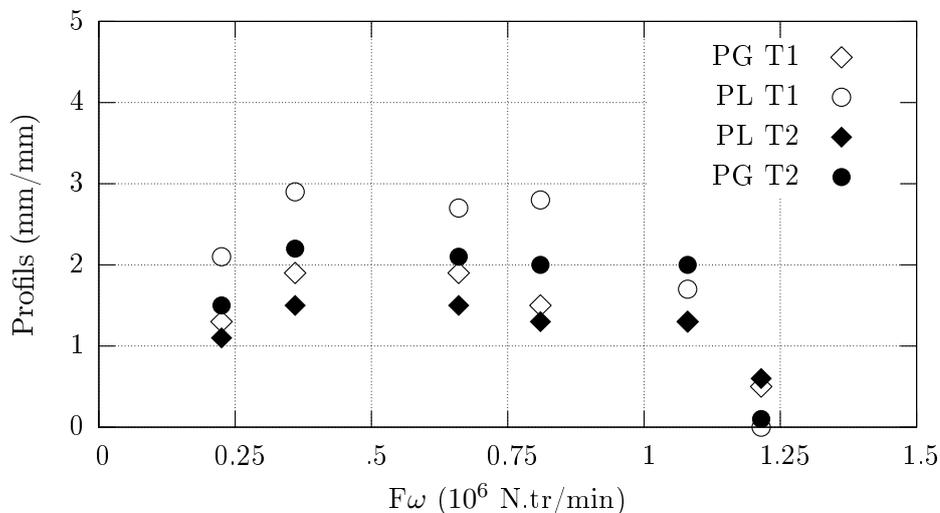


FIGURE 1.23 – Influence de $F\omega$ sur les profils local et global de la forme du joint soudé

Il faut également noter que, quelle que soit la géométrie de pion, les valeurs de L_3 , PG et PL (figure 1.23), associées à la plus grande valeur de $F\omega = 1,21 \cdot 10^6$ N.tr/min (et donc la plus grande vitesse de rotation) sont plus petites que les données correspondant aux autres essais. Pour ces expériences qui correspondent à $\omega = 1620$ tr/min, l'effort de plongée a été imposé assez faible (7360N) par rapport à la grande vitesse de rotation et aux autres valeurs d'effort de plongée (tableau 1.11). Ainsi, l'épaulement n'est sans doute pas en contact sur toute la surface supérieure. De ce fait, le moment appliqué par l'épaulement n'est pas suffisant pour entraîner la matière comme cela est présenté sur la figure 1.20. Ce résultat montre le rôle prépondérant de l'effort de plongée sur le joint soudé.

Pour résumer, l'impact de l'épaulement sur la température et l'écoulement de la matière se traduit au travers de deux effets : un effet thermique dû à la chaleur générée par frottement et un effet mécanique lié à la capacité de l'épaulement à entraîner l'écoulement de la matière. Cet effet dépend du comportement du matériau mais aussi de la surface de contact entre l'épaulement et

la tôle.

Notons enfin que PG et PL sont plus grands dans le cas du pion cylindrique que dans le cas du pion conique avec trois méplats. L'écart entre PG et PL est également plus grand dans le cas de l'outil cylindrique que dans le cas du pion avec méplats. Ces résultats montrent que la zone supérieure influencée par l'épaule est plus fine lors de l'utilisation du pion avec méplats que dans le cas du pion cylindrique. Selon les travaux de Elangovan et Balasubramanian [EB07, EB08], un pion avec méplats produit un mouvement avec pulsations qui crée une plus forte variation des vitesses proches du pion qu'un outil cylindrique. Ceci explique une plus faible influence du rôle de l'épaule sur l'écoulement de la matière dans l'épaisseur.

1.6.2 Analyse du parcours de la matière grâce à des feuillards

Dans cette partie, des feuillards de cuivre, d'épaisseur 0,2mm, sont introduits dans les soudures comme présenté sur la figure 1.14 afin de visualiser le trajet de la matière lors du soudage FSW.

Direction longitudinale

La figure 1.24 présente les résultats obtenus avec les feuillards positionnés de manière longitudinale. Les coupes proposées sont perpendiculaires à la ligne de soudure.

La première observation que l'on peut faire est que le feuillard ne semble pas influencer la qualité de la soudure puisque les morphologies de cordon obtenues sont similaires à celles sans feuillard présentées dans le paragraphe 1.6.1. Ceci est un élément essentiel à vérifier afin de s'assurer de la représentativité des essais avec feuillard.

Quel que soit le type d'outil et les paramètres de soudage, en partie supérieure de la soudure le feuillard est déposé côté AS et en partie inférieure côté RS. Les résultats issus de l'étude bibliographique sont donc vérifiés pour les deux outils et les jeux de paramètres des essais expérimentaux.

Les observations ne permettent pas de conclure de la présence ou non d'un effet vortex qui pourrait faire "remonter" ou "descendre" la matière. Cet effet vortex, s'il a lieu, ne pourrait être provoqué que par l'inclinaison de l'épaule dû à l'angle de tilt qui a tendance à pousser la matière à l'arrière de l'outil. En effet, les outils utilisés ne présentent pas de pion fileté qui pourrait participer à la création d'un effet vortex.

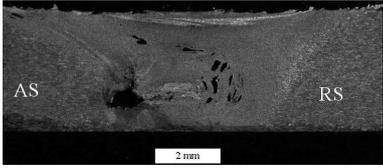
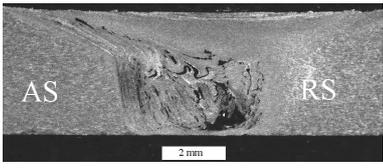
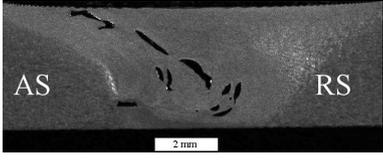
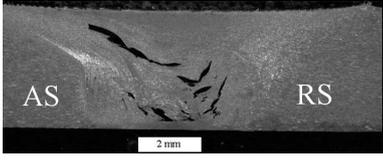
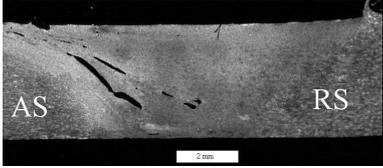
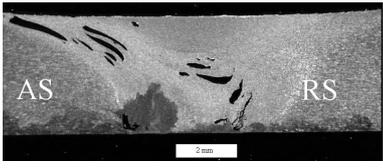
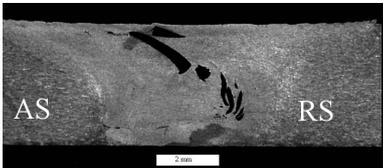
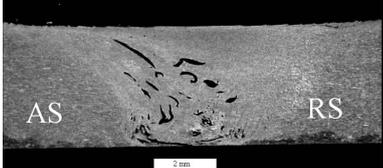
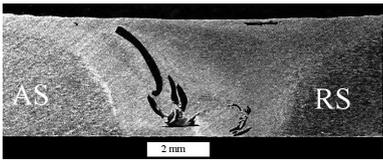
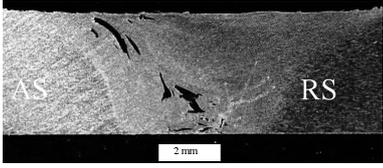
		Outil T1	Outil T2
V (mm/min)	100		
F (N)	7360		
ω (tr/min)	300		
V (mm/min)	100		
F (N)	5890		
ω (tr/min)	600		
V (mm/min)	500		
F (N)	10790		
ω (tr/min)	600		
V (mm/min)	500		
F (N)	8830		
ω (tr/min)	900		
V (mm/min)	900		
F (N)	11770		
ω (tr/min)	900		
V (mm/min)	900		
F (N)	7360		
ω (tr/min)	1620		

FIGURE 1.24 – Macrographies des coupes transversales des joints soudés avec les différents jeux de paramètres et un feillard longitudinal

Feillard de cuivre positionné transversalement au cordon de soudure

Les coupes effectuées sont parallèles aux surfaces inférieure et supérieure des tôles. Ces plans sont situés à deux positions dans l'épaisseur : sous l'épaulement, et à 0,1mm de la face inférieure des tôles. La figure 1.25 présente les résultats obtenus en partie basse de la soudure, avec les feuillets positionnés de manière transversale.

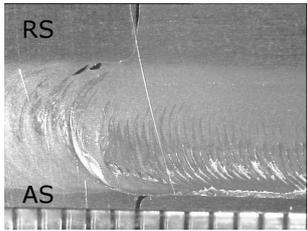
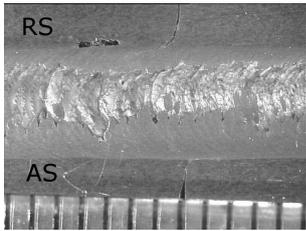
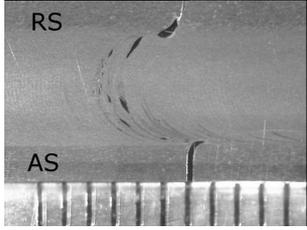
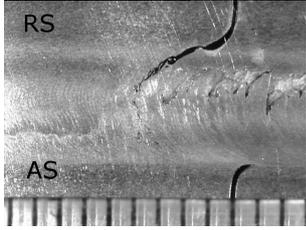
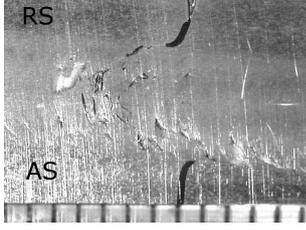
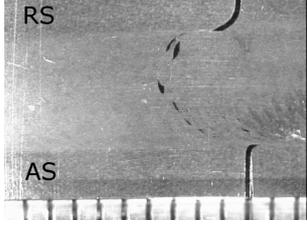
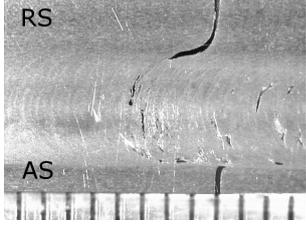
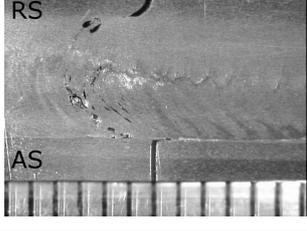
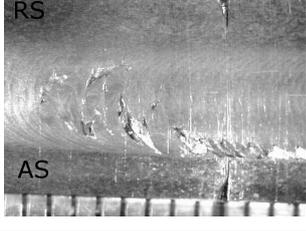
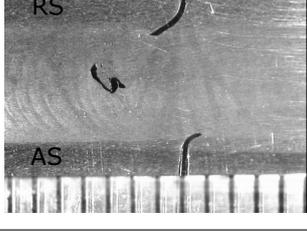
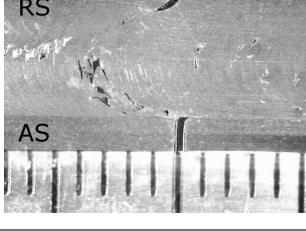
		Outil T1	Outil T2
V (mm/min)	100		
F (N)	7360		
ω (tr/min)	300		
V (mm/min)	100		
F (N)	5890		
ω (tr/min)	600		
V (mm/min)	500		
F (N)	10790		
ω (tr/min)	600		
V (mm/min)	500		
F (N)	8830		
ω (tr/min)	900		
V (mm/min)	900		
F (N)	11770		
ω (tr/min)	900		
V (mm/min)	900		
F (N)	7360		
ω (tr/min)	1620		

FIGURE 1.25 – Macrographies des joints soudés en partie basse de la soudure avec les différents jeux de paramètres et un feillard transversal

Comme précédemment, le feuillard est découpé en petits morceaux qui se situent à l'arrière de l'outil et de manière plus ou moins éloignée de la position initiale. Guerra *et al.* [GSM⁺03] ont estimé la déformation que subit le feuillard de cuivre à cause du mouvement de translation et de rotation de l'outil. Cette déformation a été trouvée de l'ordre de 10000 %. Le feuillard n'est pas capable de supporter de si grands allongements et il est donc découpé suivant des petites particules allongées comme illustré sur la figure 1.25. Une partie du feuillard côté AS est transporté vers l'avant en suivant le mouvement de l'outil. côté RS, le feuillard est observé à l'arrière du passage de l'outil. Ce résultat est en accord avec ce qui est obtenu dans d'autres études [GSM⁺03, LW07, RSS99]. La distance D (figure 1.26a), entre les deux morceaux de cuivre non découpés, correspond plus ou moins (1) au diamètre de l'épaulement pour la partie haute de la soudure, (2) au diamètre du pion pour la partie basse de la soudure.

Le tableau 1.12 répertorie trois longueurs caractéristiques à partir des observations en pied de soudure (figures 1.26a et 1.25). Position maximale, d, représente la plus grande distance mesurée entre la position initiale du feuillard et la position d'un morceau de cuivre à l'arrière de l'outil (figure 1.26a). $d_{1/2}$ est la distance hypothétique d'une particule calculée en utilisant le raisonnement suivant. Supposons qu'une particule du feuillard de cuivre, située initialement sur la ligne de soudure, au contact de l'outil reste à son contact durant la rotation de l'outil. Cette hypothèse est justifiée par les résultats de la littérature qui mettent en évidence la présence d'une couche tournant avec l'outil [GSM⁺03, OK02, SDH06, NRLD07]. Supposons également qu'aucun mouvement vertical n'a lieu et que le marqueur reste à la profondeur à laquelle il était initialement. Cette hypothèse est justifiée par le travail de Colligan [Col99], qui a montré un faible mouvement vertical en fond de soudure. Si la particule effectue un demi-tour avec l'outil alors elle doit se situer à une position $d_{1/2}$ (figure 1.26c) :

$$d_{1/2} = D_p - \frac{1}{2} \left(\frac{V}{\omega} \right) \quad (1.1)$$

où D_p est le diamètre du pion.

La troisième longueur est la distance entre les stries, créées par le passage de l'outil, mesurées en pied de soudure. Il est à noter que ces stries apparaissent aussi bien sous l'épaulement qu'en pied de soudure. Concernant cette longueur, elle a été observée constante pour une combinaison de paramètres de soudage donnés, quel que soit l'outil, et égale à l'avance par tour. Ce résultat est couramment obtenu dans la littérature [Col99, CML08, Gra07, Kri02, XD08]. Les stries ou tool marks sont souvent attribuées au filetage du pion. L'absence de filets dans nos expériences montre que d'autres raisons doivent être considérées. Par exemple, pour Gratecap [Gra07] ces marques sont dues à un défaut de coaxialité entre l'axe de rotation de l'outil et son axe de symétrie. D'autres expériences sont nécessaires pour la compréhension de l'origine de ces marques.

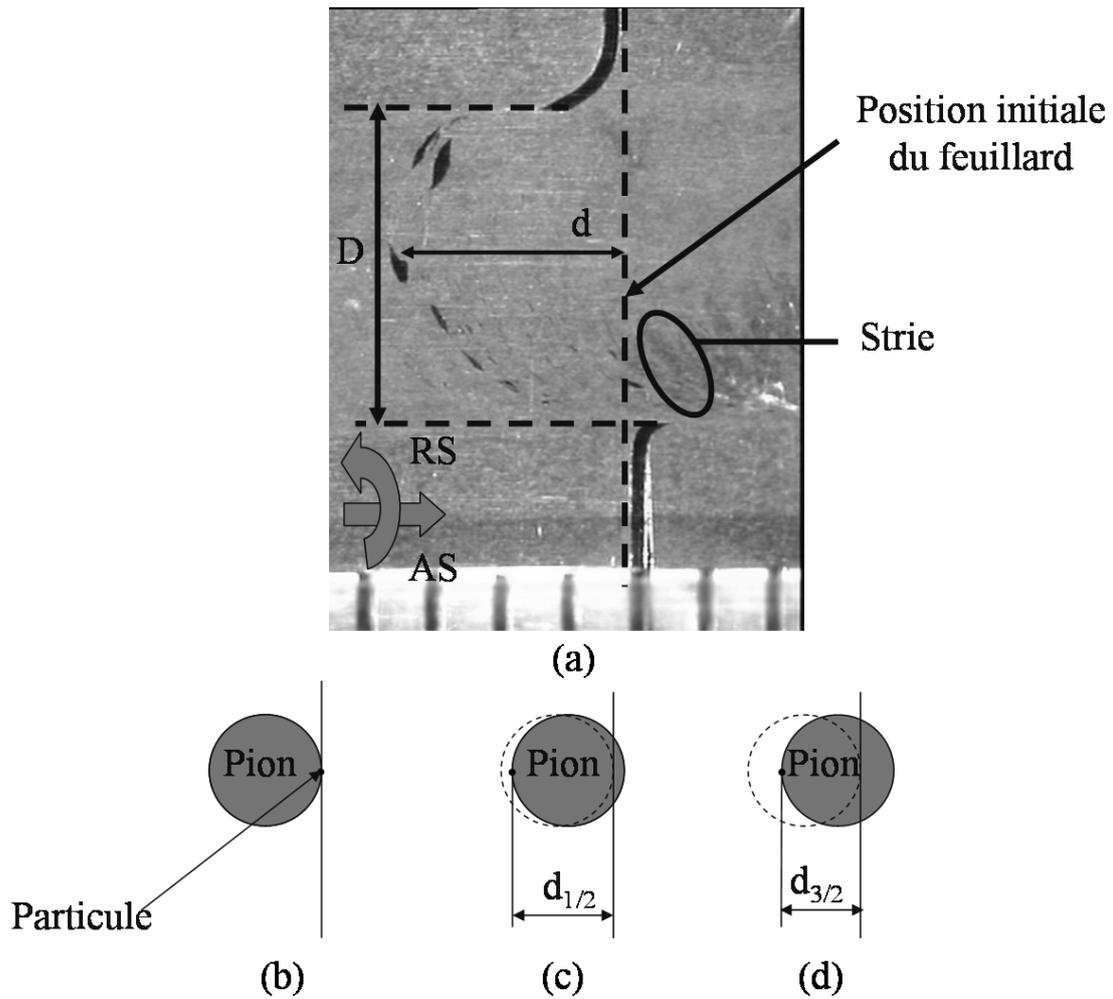


FIGURE 1.26 – Coupe macrographique parallèle aux faces inférieure et supérieure des tôles, en pied de soudure avec un feuilard transversal : (a) observation expérimentale, (b) position initiale de la particule, (c) position après un demi-tour, (d) position après un tour et demi

V (mm min)	F (N)	ω (tr / min)	V/ ω (mm / tr)	Outil T1			Outil T2		
				Position maximale d (mm)	$d_{1/2}$ (mm)	Espacement stries (mm)	Position maximale d (mm)	$d_{1/2}$ (mm)	Espacement stries (mm)
100	7360	300	0.33	2.5	4.83	0.3	4	4.83	0.3
100	5890	600	0.17	3.5	4.92	0.15	4	4.92	0.15
500	8830	900	0.56	3.5	4.72	0.5	3.5	4.72	0.5
900	11770	900	1.00	3.5	4.5	1.0	n.a.	4.5	1.0
900	7360	1620	0.56	3.5	4.72	0.5	4	4.72	0.5

TABLEAU 1.12 – Grandeurs caractéristiques pour les joints obtenus avec différents paramètres process déduites des observations du pied de soudure avec feuilard transverse

La position maximale est trouvée quasiment constante, quelle que soit la combinaison des paramètres process mais elle est plus grande dans le cas de l'outil avec méplats que dans le cas de l'outil cylindrique. Ce résultat est attribué au plus grand rayon d'action de l'outil avec méplats par rapport à l'outil cylindrique. En effet, la présence des méplats crée une excentricité naturelle qui augmente le volume de la zone malaxée [WT97, EB07, EB08]. Ainsi, le mouvement radial du marqueur est plus grand. Fratini *et al.* [FBP⁺06] ont mis en évidence cet effet en comparant l'action de malaxage entre un outil cylindrique et un outil conique. De plus, la distance est inférieure à $d_{1/2}$ ce qui signifie que la particule effectue plusieurs tours autour de l'outil, dans la couche de rotation.

1.6.3 Bilan

Des observations expérimentales ont été effectuées pour deux formes d'outil différentes sans filetage et pour différentes combinaisons de paramètres process. L'écoulement de la matière avec un pion non fileté possède les mêmes caractéristiques principales que l'écoulement avec outil classique avec un pion fileté : la matière est déposée côté AS en position haute du joint et côté RS en pied de soudure ; une couche limite apparaît autour de l'outil. Les coupes perpendiculaires à la ligne de soudure démontrent un rôle plus important de l'épaulement avec un pion cylindrique : la zone d'influence est plus épaisse. Des stries, dans des plans parallèles au plan de la tôle, d'espacement égal à l'avance par tour ont été observées bien que les outils de l'étude soient non filetés. L'épaulement, par son action mécanique, frottement et génération de chaleur et entraînement de la matière, joue un rôle clé sur le malaxage de la matière. La présence de méplats entraîne des perturbations de l'écoulement de matière généré par l'épaulement et donc de la position finale des particules. La forme de l'outil, plus précisément du pion ici, a donc un impact direct sur l'écoulement lors du soudage FSW en introduisant des pulsations dues aux méplats.

Chapitre 2

Etude numérique : modélisation et simulation du FSW

Sommaire

2.1	Eléments de bibliographie	40
2.1.1	Formulations	40
2.1.2	Sources de chaleur	42
2.1.3	Lois de comportement	44
2.1.4	Lois de frottement	45
2.1.5	Bilan	45
2.2	Modèle solide	46
2.2.1	Equations thermo-mécaniques du problème	46
2.2.2	Problèmes numériques rencontrés	46
2.2.3	Premier modèle simplifié	51
2.2.4	Bilan	56
2.3	Modèle fluide	56
2.3.1	Equations thermo-mécaniques du problème	56
2.3.2	Premier modèle FLUENT	57
2.4	Choix d'un modèle	62
2.4.1	Mise en données	62
2.4.2	Températures	62
2.4.3	Vecteurs vitesses	64
2.4.4	Bilan	65

La littérature abrite un grand nombre de simulations numériques du procédé FSW basées sur différents modèles physiques et numériques. Ce chapitre propose donc, parmi toutes les possibilités présentes, de choisir la plus appropriée aux objectifs industriels. Dans un premier temps, une étude bibliographique est proposée. Elle concerne aussi bien les différentes formulations utilisées que la modélisation des sources de chaleur ou encore les lois de comportement et de frottement. Ensuite, un modèle basé sur la mécanique des solides est présenté et met en évidence certaines difficultés numériques à surmonter pour obtenir un modèle numérique fiable. Après cela, un modèle, basé sur la mécanique des fluides, est mis en place. Enfin, en observant les résultats obtenus avec chacun des modèles, un choix est proposé pour la suite du travail.

2.1 Eléments de bibliographie

2.1.1 Formulations

Les simulations par éléments finis ou par volumes finis nécessitent avant tout de discrétiser le domaine sur lequel le problème est posé. Les équations d'un problème thermomécanique peuvent être écrites à l'aide de deux formulations classiques : lagrangienne et eulérienne. Dans la formulation lagrangienne, le maillage est attaché aux points matériels (ou particules) alors que, dans la formulation eulérienne, le maillage est fixe et attaché à des points spatiaux. De ce fait, dans une formulation lagrangienne, le maillage change et suit l'écoulement de matière alors que dans la formulation eulérienne le maillage est fixé et la matière s'écoule à travers. Certains auteurs utilisent les deux formulations l'une à la suite de l'autre. Une simulation en formulation eulérienne, qui permet d'obtenir les températures ainsi que les caractéristiques de l'écoulement, est suivie d'une simulation en formulation lagrangienne afin de déterminer les contraintes résiduelles [Bas06]. Une représentation hybride, appelée Arbitrary Lagrangian Eulerian (ALE), développée pour profiter des avantages des deux formulations précédemment citées, permet au maillage d'avoir une vitesse différente de la vitesse de la matière. Les grandes caractéristiques de ces différents types de formulations sont données afin de fournir une vision globale de leurs possibilités. Les équations régissant les problèmes sont présentées dans les paragraphes 2.2 et 2.3.

Formulation lagrangienne

La représentation lagrangienne est la plus utilisée en mécanique du solide car l'écoulement de la matière reste limité. Elle consiste à décrire le mouvement du milieu continu par rapport à une configuration de référence. Pour chaque particule, qui est complètement définie par sa position à l'état initial, les équations classiques de la mécanique des milieux continus donnent sa position en fonction du temps ainsi que les champs thermo-mécaniques associés. De ce fait, l'histoire thermo-mécanique de chaque particule est connue. Pour les simulations du soudage FSW, cette possibilité est pertinente puisque les propriétés mécaniques du joint soudé dépendent de son état métallurgique qui est fortement lié au trajet thermo-mécanique des particules [BHSF06a, BHSF06b, BFS07, CK03a, CK03b, FBS07, GDP⁺04]. De plus, les distorsions, les contraintes résiduelles ainsi que les efforts sur les outils peuvent être déterminés [BMRV08, CQ99, Uly02, ZZC05]. Cependant, dans le cas du soudage FSW, le matériau est si déformé et subit de telles distorsions que la qualité du maillage diminue fortement pendant la simulation numérique ce qui entraîne des problèmes numériques. C'est pourquoi un maillage "adaptatif" (comme dans ABAQUS par exemple [SK03b, SK03a, SH04, SH05, ZZC05, ZZC07]) ou un remaillage (comme dans FORGE2005® par exemple [FGMN04, GF05]) sont souvent utilisés pour la simulation numérique. Dans le cas de FORGE2005®, pour diminuer la taille du problème, le maillage est fin seulement dans une région proche de l'outil et cette contrainte de maillage est attachée à l'outil. Ainsi, lorsque l'outil avance, un remaillage est appliqué après quelques incréments ce qui permet de réduire les distorsions et de suivre l'outil. Cependant, ces techniques nécessitent un temps de calcul conséquent puisqu'il faut déterminer la nouvelle répartition des nœuds mais également transférer tous les champs thermo-mécaniques de l'ancienne configuration à la nouvelle avec des risques de diffusion. Une solution alternative est l'utilisation de la méthode SPH (SPH : Smooth Particle Hydrodynamics [TGSK06]) qui a une nature lagrangienne. La matière est alors représentée par des particules interagissant les unes avec les autres. D'autres techniques, basées sur la méthode des éléments naturels (NEM), sont aussi proposées dans la littérature pour modéliser l'écoulement de matière dans le cas du procédé FSW [AFC⁺07, AFC⁺08, AFCC08].

Formulation eulérienne

La représentation eulérienne est majoritairement utilisée en mécanique des fluides, elle consiste à observer des particules s'écoulant successivement dans une zone spatiale. Ainsi, les propriétés des particules sont définies en fonction du temps et des coordonnées spatiales. Pour les simulations, le maillage est fixe et la matière s'écoule à travers. De ce fait, cette formulation ne permet pas de prendre en compte les mouvements de surfaces libres. Dans le cas du procédé FSW, cette formulation est plus appropriée pour décrire l'écoulement de la matière puisqu'elle permet de s'affranchir des problèmes de distorsions de maillage et plus particulièrement aux abords du pion [Bas06, Col00, CS05b, CS06, CST03, DSS04, SR03]. Pour cette approche des logiciels commerciaux ont été utilisés : FLUENT [Col00, CS05b, CS06, CST03, DSS04, SR03] ou encore SYSWELD [FRBB05b, FRBB05a, FRBB06]. Cependant, les distorsions des tôles et les contraintes résiduelles ne peuvent être déterminées puisque l'histoire thermo-mécanique n'est pas connue directement. Il est alors nécessaire d'effectuer des calculs complémentaires. Pour cette raison, la représentation eulérienne est utilisée pour le design de l'outil en analysant l'écoulement de matière ainsi que les efforts sur les outils [Col00, CS05b, CS06, CST03, DSS04]. Une autre difficulté est la détermination de la zone utile.

ALE

Pour profiter des avantages des deux formulations présentées précédemment et pour éviter leurs inconvénients, une méthode mixte appelée ALE peut être utilisée. Dans cette formulation, le maillage est modifié durant l'écoulement mais sa vitesse peut être différente de celle de la matière. Ainsi, des termes convectifs supplémentaires sont ajoutés dans toutes les équations d'équilibre et dépendent de la différence entre la vitesse du maillage et la vitesse de la matière [AS00, ABC01]. Cette formulation a été utilisée depuis 2004 pour simuler le procédé FSW et semble proposer les résultats les plus prometteurs. En effet, l'écoulement de matière [FGMN04, GF05, XD02, XD03], les forces appliquées sur l'outil [SH04, SH05] et la microstructure [XD03] semblent prédites grâce à cette formulation. ABAQUS/Explicit offre cette possibilité [SH04, SH05] qui consiste en la relocalisation des nœuds afin de diminuer les distorsions du maillage. C'est une procédure de remaillage de la structure sans ajout de nœuds qui permet d'améliorer la forme des éléments. Mais, même avec l'utilisation de cette technique, le malaxage de la matière est très difficile à simuler du fait des grandes déformations qui sont tout de même présentes.

La figure 2.1 présente l'évolution de l'utilisation de ces différentes formulations durant les dix dernières années. La formulation lagrangienne a été utilisée la première sans doute car les premiers modélisateurs étaient issus du milieu de la mécanique du solide. Ensuite, la formulation eulérienne fait son apparition sans doute pour éviter les problèmes de distorsions mais aussi parce que l'étude de l'écoulement est un problème crucial en FSW pour les applications industrielles. La simulation numérique en formulation ALE est en cours de développement et semble la plus prometteuse aujourd'hui mais n'est pas encore complètement maîtrisée.

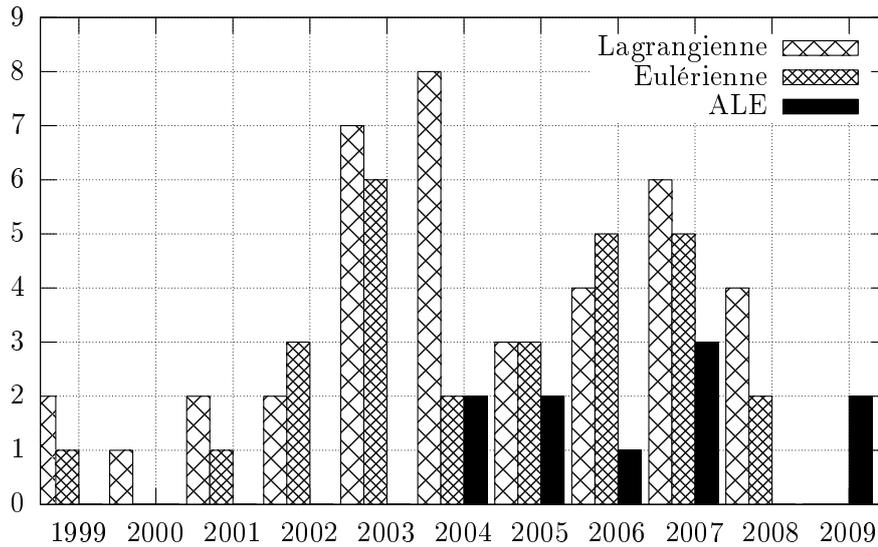


FIGURE 2.1 – Evolution du nombre de publications utilisant les différentes formulations pour simuler le procédé FSW depuis ces dix dernières années

Vers un couplage de modèles ?

Pour diminuer les temps de calcul et réduire les difficultés liées aux procédures de remaillage, deux techniques pourraient être considérées. La première aurait pour but d'effectuer le calcul de la diffusion de chaleur dans les tôles et ne nécessiterait qu'un maillage grossier en terme de résolution spatiale. La deuxième technique se situerait dans la région proche de l'outil qui doit décrire correctement les conditions de contact, les grandes déformations du matériau et le malaxage. Ce modèle pourrait être réalisé en utilisant la méthode des éléments finis ou des techniques plus originales telle que la technique SPH [TGSK06] ou NEM [AFC⁺07, AFC⁺08, AFCC08]. Pour coupler ces modèles, la méthode Arlequin, mise au point par Bendhia [Ben98, BR05, Rat03], pourrait être utilisée ou une méthode similaire appelée "bridging method" [XB04].

2.1.2 Sources de chaleur

Dans le soudage FSW, la température joue un rôle clé dans la réussite de la soudure. Ceci provient du fait qu'elle contrôle la résistance mécanique du matériau. Pendant le procédé, l'échauffement provient de deux sources :

- le frottement à l'interface entre l'outil et les tôles à souder,
- le travail plastique au sein du matériau des tôles.

La température est le résultat de l'équilibre thermique qui peut se mettre sous la forme :

$$\rho C_p \frac{DT}{Dt} = \text{div}(\lambda \text{grad}(T)) + \dot{Q} \quad (2.1)$$

où ρ est la densité du matériau, C_p la chaleur spécifique, T la température, $\frac{D}{Dt}$ la dérivée particulaire, λ la conductivité thermique et \dot{Q} la source volumique de chaleur. ρ , C_p et λ peuvent dépendre de la température. Ici $\dot{Q} = \beta' \sigma : \mathbb{D}$ est le travail plastique, \mathbb{D} le tenseur taux de déformation, σ tenseur de contrainte et β' le coefficient de Taylor-Quiney communément pris égal à 0,9.

Q_{surf} , le flux de chaleur surfacique dû au frottement, apparaît comme une condition aux limites à l'interface entre l'outil et les tôles :

$$Q_{surf} = \lambda \text{grad}(T) \cdot n \quad \text{à l'interface} \quad (2.2)$$

où n est la normale à la surface.

Pour déterminer le champ de température, trois approches peuvent être différenciées dans la littérature. Elles se distinguent notamment aux niveaux de leurs objectifs : échauffement, écoulement de la matière, microstructure, contraintes résiduelles... La différence entre ces approches concerne également le degré d'intégration des paramètres procédé et de la géométrie de l'outil ou encore le temps de calcul nécessaire. Il est toujours important de trouver un compromis entre la volonté de représenter correctement le procédé et le temps de calcul qui doit être raisonnable.

Approche expérimentale

Pour traiter l'aspect thermique des simulations, la première approche consiste à utiliser des mesures expérimentales pour déterminer par méthode inverse la source de chaleur. Chao *et al.* [CQ99] et Dickerson *et al.* [DSS03b] ont mesuré des températures en utilisant des thermocouples alors que Khandhar *et al.* [KKRS06], Simar *et al.* [SPdM04], Gallais *et al.* [GDP⁺04] et Dickerson *et al.* [DSS03b, SDS03] ont mesuré le couple transmis à l'outil pour en déduire la puissance nécessaire au procédé et ainsi le flux de chaleur. La forme de la source est uniforme ou non précisée dans ces travaux. Il est peu vraisemblable que la chaleur créée par frottement soit répartie de manière homogène sur toute l'interface entre l'outil et les tôles.

Approche analytique

La deuxième approche est basée sur une formulation analytique du flux de chaleur qui peut être écrit, en un point de la source, sous la forme :

$$Q_{surf}(r) = fF\omega\alpha(r) \quad (2.3)$$

où r est le vecteur position, f le coefficient de frottement, F l'effort de plongée, ω la vitesse de rotation de l'outil et α un paramètre lié à la géométrie de l'outil exprimé en mètre.

Cette équation est ensuite utilisée soit dans un calcul purement analytique en utilisant l'équation de Rosenthal [FGL98, Ros41, RS38, MW06], soit dans des simulations éléments finis utilisant des sources de chaleur mobiles [CK03a, SK03a, SK03b].

Approche locale

La dernière approche calcule le flux de chaleur directement en considérant le rôle thermo-mécanique de l'outil et est de ce fait plus prédictive que la première. Ainsi, la géométrie de l'outil et ses interactions thermo-mécaniques avec les tôles sont déterminées dans un calcul éléments finis [BFS07, BHSF06a, BHSF06b, FGMN04, FBS07, GF05, SH04, SH05, Uly02]. La génération de chaleur est issue du frottement, entre l'outil et les tôles. Ce frottement est modélisé en utilisant des relations classiques liant la contrainte tangentielle à la vitesse de glissement et/ou à l'effort normal par le coefficient de frottement. La chaleur ainsi créée est déterminée par la relation :

$$Q_{surf} = \tau V_g \quad (2.4)$$

où τ est la contrainte tangentielle et V_g la vitesse de glissement.

Ainsi, les conditions de contact sont très importantes et primordiales pour déterminer un flux de chaleur précis et réaliste. Si la contrainte tangentielle et/ou la vitesse de glissement ne sont pas correctement évaluées, le flux de chaleur n'est alors pas correctement estimé. De plus, la forme de la surface de contact joue un rôle prépondérant puisque l'équation 2.4 est intégrée sur toute la surface pour déterminer le flux de chaleur total.

2.1.3 Lois de comportement

Lors du soudage FSW, le matériau est soumis à de grands changements de température (quelques centaines de degrés) et de vitesse de déformation (jusqu'à $1000s^{-1}$). C'est pourquoi, la loi de comportement doit prendre en compte la dépendance du comportement du matériau à la vitesse de déformation et à la température sur de grandes plages de températures et de vitesses de déformation. De plus, le comportement du matériau est modifié à cause des déformations qui régissent l'écoulement ainsi que les changements microstructuraux. Dans la littérature, des modélisations plus ou moins complexes introduisent des changements microstructuraux. Celles-ci sont basées sur un formalisme viscoplastique en utilisant ou non un seuil plastique. Par exemple, Bastier *et al.* [BMD06, BMR08] ou Feulvarch *et al.* [Feu06, FRB05a, FRB05b, FRB06] utilisent le modèle de Myhr *et al.* [MG91] qui prend en compte la dissolution des précipités due à l'évolution de la température dans les alliages d'aluminium.

Dans ce formalisme visco-plastique, deux lois de comportement sont le plus souvent utilisées. La première est la loi de Johnson-Cook, utilisée par exemple par Schmidt *et al.* [SH04, SH05]. Elle est phénoménologique et prend en compte de manière distincte l'influence sur le comportement du matériau de la déformation plastique, de la vitesse de déformation et de la température. Elle peut s'écrire :

$$\sigma_y = \left(A + B[\epsilon_{eq}^{pl}]^n \right) \left(1 + C \ln \frac{\dot{\epsilon}_{eq}^{pl}}{\dot{\epsilon}_0} \right) \left(1 - \left[\frac{T - T_{ref}}{T_{melt} - T_{ref}} \right]^m \right) \quad (2.5)$$

où σ_y , ϵ_{eq}^{pl} , $\dot{\epsilon}_{eq}^{pl}$, $\dot{\epsilon}_0$ ($1s^{-1}$) sont respectivement la contrainte d'écoulement, la déformation plastique équivalente, la vitesse de déformation plastique équivalente, la vitesse de déformation de normalisation et A , B , C , n , T_{melt} , T_{ref} , m des constantes du matériau.

Dans l'équation 2.5, le premier terme est le terme d'écrouissage, le deuxième terme prend en compte l'effet de la vitesse de déformation et le troisième terme l'influence de la température.

Des lois de comportement de type puissance, comme la loi de Norton Hoff par exemple [FGMN04, GF05], sont aussi utilisées. Elles sont souvent combinées à des formulations eulériennes mais on peut également les trouver dans un formalisme lagrangien. Elles peuvent se mettre sous la forme :

$$\sigma_{eq} = 3K(T)(\sqrt{3}\dot{\epsilon}_{eq})^{m-1}\dot{\epsilon}_{eq} \quad (2.6)$$

où $K = K_0(\epsilon_{eq} + \epsilon_0)^n \exp\left(\frac{\beta}{T}\right)$ est la consistance, $\dot{\epsilon}_{eq}$ la vitesse de déformation équivalente, ϵ_{eq} la déformation équivalente, m , K_0 , ϵ_0 , n , β des constantes du matériau.

Dans ce type de loi, l'élasticité n'est pas modélisée et ne permet pas de prendre en compte des éventuelles contraintes résiduelles.

Dans un formalisme visco-plastique, des lois thermiquement activées peuvent être utilisées. Dans les différents travaux de Colegrove [Col06, CS05b, CS06, CSZ07] cette loi est mise en œuvre et dépend du paramètre de Zener-Hollomon, Z :

$$Z = \dot{\epsilon}_{eq} \exp\left(\frac{Q}{RT}\right) = A \left(\sinh(\alpha\sigma)\right)^n \quad (2.7)$$

où Q est l'énergie d'activation, R la constante des gaz parfaits, A , α , n des constantes du matériau.

2.1.4 Lois de frottement

Pour la modélisation du frottement, deux lois sont majoritairement utilisées dans la littérature. La première est la loi de Coulomb modifiée [DX01, SH04, SH05, XD02, XD03] qui permet de définir la contrainte tangentielle en fonction de la pression et du coefficient de frottement f . Elle s'écrit :

$$\tau = fp \quad (2.8)$$

Cette loi est appelée modifiée car la contrainte tangentielle est limitée par τ_{max} qui est reliée à la limite d'écoulement du matériau par σ_u : $\tau_{max} = \frac{\sigma_u}{\sqrt{3}}$.

Le deuxième type de loi, la loi de Norton [FRBB05b, FRBB05a, Feu06, FRBB06, FGMN04, GF05] exprime la contrainte tangentielle en fonction du coefficient de frottement f , de la consistance K et de la vitesse de glissement V_g :

$$\tau = -fK|V_g|^{q-1}V_g \quad (2.9)$$

où q est une constante du matériau.

Pour revenir à la modélisation thermique, la partition de la chaleur créée à l'interface entre l'outil et la tôle n'est pas réellement explicitée la plupart du temps. Quelle quantité de chaleur est évacuée dans la tôle ? Le seul aspect physique, utilisé pour déterminer le coefficient de partage, est la différence d'effusivité du matériau constituant chacune des pièces. Ce problème doit être traité avec précaution puisque cela impacte directement la répartition de la température dans chacune des pièces. De plus, le coefficient de frottement doit varier avec la vitesse, la température, la pression. Dans les simulations, un coefficient de frottement de la loi de Coulomb constant et égal à 0,3 est utilisé par les auteurs.

2.1.5 Bilan

Différents types d'approches ont été présentés et leurs forces et faiblesses ont été mises en évidence. Suivant le type de formulation retenu, les lois de comportement, les lois de frottement ou encore la modélisation de la source de chaleur sont différentes. Il est donc difficile de découpler ces différents choix qui sont de plus dictés par la nature des résultats attendus. Dans tous les cas, la gestion du contact est un problème clé qui n'est pas réellement détaillé (justification du

coefficient de frottement par exemple) de même que la partition de chaleur entre les deux pièces en contact.

2.2 Modèle solide

2.2.1 Equations thermo-mécaniques du problème

Pour résoudre les problèmes dans ce type de formulation, deux équations basées sur l'équilibre mécanique et l'équilibre thermique sont nécessaires.

L'équilibre mécanique s'écrit pour un volume Ω :

$$\operatorname{div}(\sigma) + f_v = \rho\gamma \quad \text{dans } \Omega \quad (2.10)$$

où σ est le tenseur de contraintes de Cauchy, f_v les forces volumiques, ρ la densité et γ l'accélération.

Pour compléter cette équation d'équilibre, il est nécessaire de connaître la loi de comportement qui lie le tenseur de contrainte au tenseur de déformation. Cette loi de comportement peut dépendre de la vitesse de déformation, de variables internes, la température... Dans ce dernier cas, il y a alors un couplage entre l'équilibre thermique et l'équilibre mécanique.

L'équilibre thermique est basé sur l'équation de la chaleur qui peut s'écrire :

$$\rho C_p \frac{dT}{dt} = \operatorname{div}(\lambda \operatorname{grad}(T)) + \dot{Q} \quad (2.11)$$

où \dot{Q} est la source de chaleur volumique (travail viscoplastique dans notre cas), λ la conductivité thermique et C_p la chaleur spécifique massique. Ces deux caractéristiques du matériau peuvent dépendre de la température.

Le travail viscoplastique dépend de l'état mécanique du solide dont on détermine l'équilibre thermique. De ce fait, étant donné que ce terme apparaît dans l'équilibre thermique, il y a ici également un couplage thermo-mécanique. Suivant si ce couplage est fort ou non, les équations peuvent être résolues de manière découplée.

A ces deux équations, il faut ajouter les conditions aux limites mécaniques et thermiques sur la frontière du domaine considéré, par exemple :

- déplacement imposé,
- effort imposé,
- température imposée,
- flux de chaleur imposé.

2.2.2 Problèmes numériques rencontrés

Lors de la mise en place d'un modèle lagrangien voire ALE sous ABAQUS/Explicit de nombreux problèmes numériques ont été rencontrés. Ils concernent la définition du contact entre l'outil et la tôle, l'influence du mass-scaling ainsi que l'utilisation de l'ALE.

Définition du contact

Dans cette partie, la gestion du contact entre la tôle et l'outil est étudiée. Plus particulièrement, le contact entre l'épaulement et la tôle est analysé. Dans la littérature, les problèmes de contact apparaissent comme parmi les problèmes les plus délicats à modéliser [AZPF06, AC91, FG92, Kik82, PS98, PO92, SL92, Wri95].

ABAQUS offre deux algorithmes principaux pour les contacts :

- le premier est basé sur une définition de contact dur et utilise des multiplicateurs de Lagrange pour les contraintes de contact. Dans cette procédure, les multiplicateurs de Lagrange représentent la pression de contact.
- le second algorithme est basé sur un contact mou qui consiste à introduire une relation régularisée entre pression de contact et pénétration entre les surfaces maître et esclave.

C'est la deuxième formulation qui est utilisée ici.

L'étude consiste à vérifier que le coefficient de frottement imposé dans le fichier d'entrée est bien respecté. Ici, seule l'interaction entre l'épaulement et la tôle est considérée alors que l'interface entre le pion et la tôle n'est pas modélisée afin de découpler les effets de chacune des interfaces. La surface maître est l'outil considéré indéformable et la surface esclave est la tôle. Pour la définition de la surface esclave, deux choix sont proposés dans ABAQUS/Explicit : surface basée sur les nœuds, surface basée sur les éléments. Dans le cas des nœuds, les forces sont considérées directement aux nœuds alors que dans le cas des éléments, les réactions sont calculées sur les surfaces des éléments.

ABAQUS/Explicit avertit qu' *une surface basée sur les nœuds doit être utilisée avec précaution ou pas du tout si des pressions de contact précises sont nécessaires ou si de la chaleur est échangée entre les deux surfaces* [aba06]. Pour vérifier cette recommandation, des simulations numériques sont effectuées en utilisant ces deux choix. La loi de frottement considérée est la loi de Coulomb (équation 2.8) sans limitation de la contrainte tangentielle. La phase de chauffe, où l'outil est en contact avec la tôle et animé d'un mouvement de rotation, est simulée. Le coefficient de frottement est alors post-calculé à partir des contraintes obtenues par le calcul et doit être comparé à celui choisi dans le fichier d'entrée ($f=0,3$) :

$$f = \frac{\tau_{eq}}{\sigma_{33}} \quad (2.12)$$

où τ_{eq} est la contrainte tangentielle équivalente au sens de von Mises déterminée par $\tau_{eq} = \sqrt{(\sigma_{13})^2 + (\sigma_{23})^2}$ et σ_{33} la contrainte normale. L'indice 3 correspond à la normale à la surface de contact.

La figure 2.2 présente le coefficient de frottement f post-calculé au niveau des quatre éléments, colorés en blanc, en contact avec l'épaulement. Elle montre que la définition basée sur les éléments permet de rester plus proche de la valeur imposée que la définition avec les nœuds. Cependant, la valeur n'est pas exactement celle choisie dans le fichier d'entrée du calcul. Ce résultat confirme la recommandation de ABAQUS/Explicit.

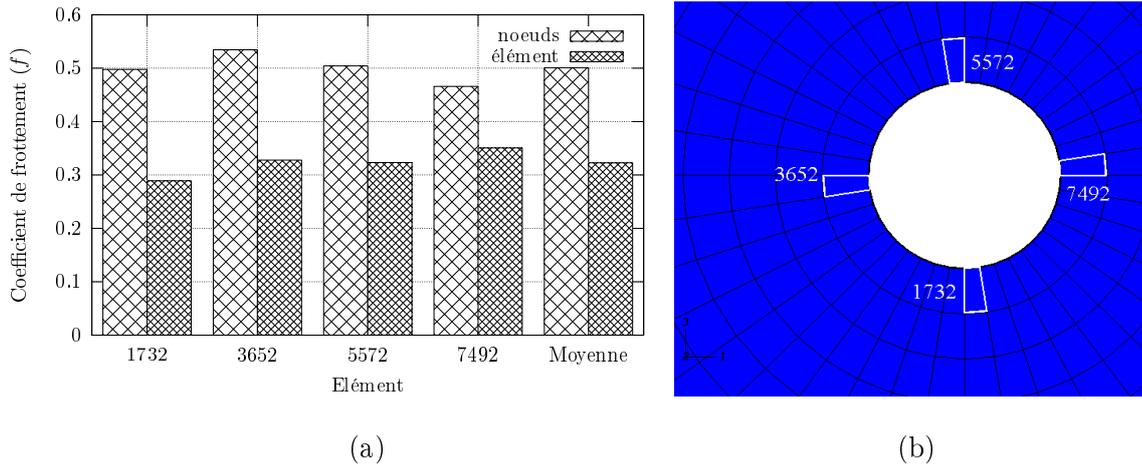


FIGURE 2.2 – Coefficient de frottement f post-calculé (a) et répartition des éléments (b)

Influence du mass-scaling

Afin de réduire le temps de calcul, des auteurs ont utilisé la technique appelée mass-scaling. Dans un calcul élément fini, le problème dynamique est écrit sous la forme :

$$P - F_{\text{int}} = \mathbb{M}\ddot{u} \quad (2.13)$$

où P représente le vecteur des forces appliquées, F_{int} les forces internes, \mathbb{M} la matrice masse et \ddot{u} l'accélération nodale.

ABAQUS/Explicit résout l'équation d'équilibre 2.13 par un algorithme explicite. L'accélération de chaque nœud est déterminée en fonction de sa masse et des forces appliquées :

$$\ddot{u}|_t = \mathbb{M}^{-1}(P - F_{\text{int}})|_t \quad (2.14)$$

La matrice masse utilisée ici est diagonale ce qui simplifie les calculs. La vitesse en chacun des nœuds au temps $t + \Delta t/2$ est déterminée par :

$$\dot{u}|_{t+\Delta t/2} = \dot{u}|_{t-\Delta t/2} + \frac{\Delta t|_{t+\Delta t} + \Delta t|_t}{2} \ddot{u}|_t \quad (2.15)$$

Ensuite les déplacements sont calculés par :

$$u|_{t+\Delta t} = u|_t + \Delta t|_{t+\Delta t} \dot{u}|_{t+\Delta t/2} \quad (2.16)$$

Il apparaît dans les équations 2.14, 2.15 et 2.16 que le calcul dynamique ne nécessite pas de décomposition de matrice. De plus, les solutions sont données à l'issue de l'incrément de temps sans aucune itération. Ainsi la solution à chaque incrément de temps nécessite un faible temps

de calcul. Cependant, l'algorithme a un coût lié à la taille du maillage. En effet, l'incrément de temps Δt est conditionné par un critère de stabilité. Ce temps critique assure la stabilité du calcul en évitant des oscillations de la solution. Il est déterminé par le plus petit temps nécessaire à une onde pour parcourir un élément de maillage [aba06, Liu06, SH05, WZYC07] :

$$\Delta t_{cr} = \frac{L_e}{C_d} \quad (2.17)$$

où L_e est la longueur du plus petit élément du maillage et C_d la vitesse de propagation d'une onde élastique à travers l'élément de maillage considéré, C_d est donnée par $C_d = \sqrt{\frac{E}{\rho}}$.

Ainsi, lorsque le maillage est défini, le temps de calcul est proportionnel au temps réel du procédé à simuler. La taille des éléments est suffisamment petite afin de permettre une gestion précise du contact entre l'outil et la pièce. Du fait du grand temps de calcul nécessaire pour la simulation numérique, la technique de mass-scaling peut être utilisée pour diminuer ce temps de calcul car la taille des éléments ne peut être augmentée. Cette technique est aussi utilisée dans d'autres codes explicites comme LS-DYNA [Liu06, WZYC07] et METAFOR [PP02] par exemple. Elle consiste à augmenter artificiellement la masse des pièces (au travers de la densité) pour diminuer le temps critique. Il apparaît dans l'équation 2.17 qu'il est proportionnel à la racine carré de la densité et influence directement le calcul des vitesses (2.15) et des déplacements (2.16). Le mass-scaling est conseillé dans le cas de calcul quasi-statique où les effets d'inertie sont négligeables.

Pour analyser l'effet du mass-scaling, les coefficients de frottement post-calculés, comme expliqué précédemment, sont comparés pour quatre incréments de temps différents présentés dans le tableau 2.1. L'incrément de temps a été imposé ici et ABAQUS/Explicit détermine le facteur multiplicatif à appliquer. Imposer le temps d'incrément permet de comparer aux résultats avec l'incrément de temps initial. La figure 2.3 répertorie les résultats pour les éléments colorés en blanc sur la figure 2.2b. Les préfixes n et e désignent respectivement la définition par noeud et la définition par élément de la surface esclave concernant l'algorithme de contact.

Suffixe	aucun	m	m2	m3
Δt (s)	0,00008	0,0001	0,0005	0,001

TABLEAU 2.1 – Nomenclature des différents calculs pour étudier l'influence du mass-scaling

La figure 2.3 montre que l'utilisation d'un très grand coefficient pour le mass-scaling (m3) entraîne l'apparition de grandes oscillations qui se traduisent par un coefficient de frottement supérieur à 1 ce qui n'est physiquement pas acceptable. Pour de plus faibles valeurs de mass-scaling, le coefficient de frottement obtenu en utilisant la définition par les éléments semble moins sensible au mass-scaling que le coefficient de frottement obtenu en utilisant la définition par les noeuds. Donc, ici aussi, les résultats confirment la recommandation d'ABAQUS/Explicit. Ainsi, la définition par les éléments est choisie pour les simulations qui suivent.

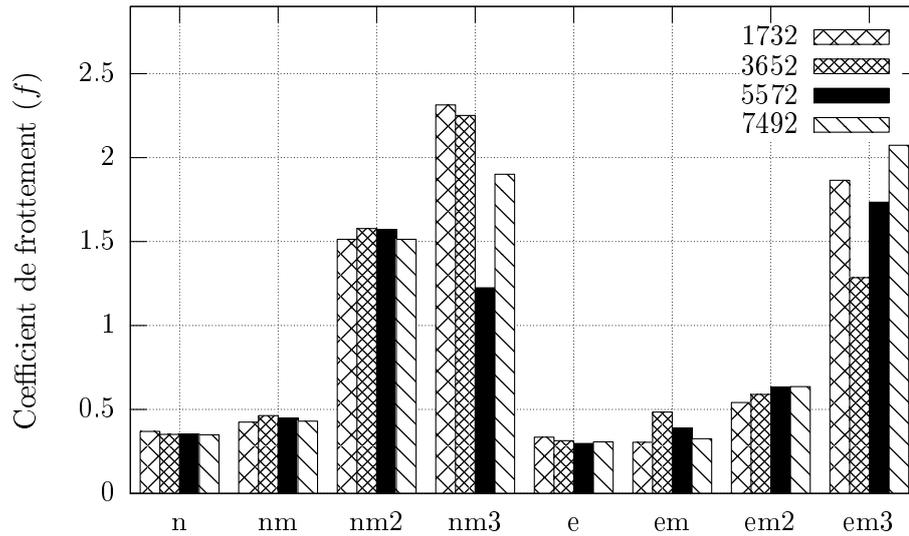


FIGURE 2.3 – Influence du mass scaling sur le coefficient de frottement f . Les quatre valeurs d’incrément de temps sont répertoriées dans le tableau 2.1.

Utilisation de l’ALE

Etant donné que de grandes déformations ont lieu pendant le procédé, des distorsions de maillage apparaissent rapidement dans une simulation éléments finis en formulation lagrangienne. ABAQUS/Explicit propose un maillage adaptatif appelé ALE par certains auteurs [SK03a, SK03b, SH04, SH05, ZZC05, ZZC07] qui consiste en une redistribution des nœuds du maillage et sans changement du nombre d’éléments et/ou de connectivité. La figure 2.4 illustre la configuration déformée obtenue avec et sans maillage adaptatif pour un calcul avec matériau parfaitement plastique. L’outil a été translaté sur une distance de 5mm.

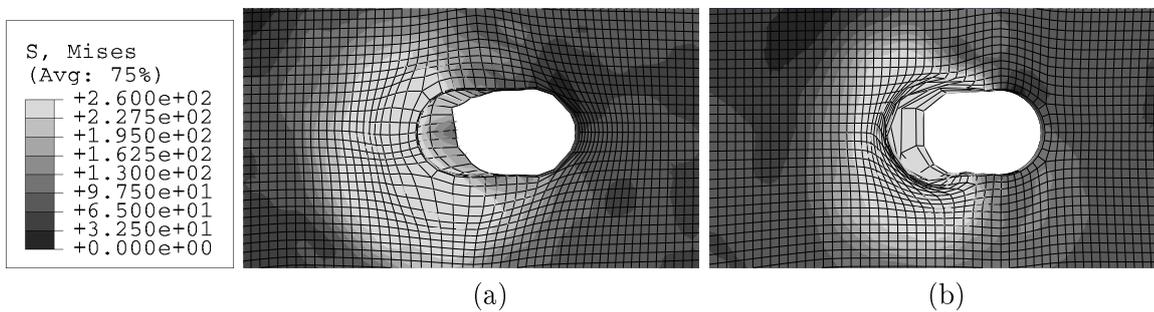


FIGURE 2.4 – Maillage obtenu après 5mm de translation avec (a) et sans (b) maillage adaptatif (répartition des contraintes équivalentes au sens de von Mises)

La figure 2.4 montre que les distorsions diminuent lorsque la méthode ALE est utilisée mais elles ne disparaissent pas. Les éléments en contact avec l’outil deviennent de plus en plus fins du fait du maillage adaptatif et finalement la faible épaisseur des éléments conduit à une divergence du calcul. Deux paramètres doivent être choisis pour effectuer ce maillage adaptatif. C’est la

fréquence de relocalisation des nœuds et le nombre d'utilisations de l'algorithme (mesh sweeps) de relocalisation. Par exemple, on peut choisir une fréquence de 1 (c'est à dire que la relocalisation se fait à chaque incrément de temps) et un nombre de sweep de 5 (cinq relocalisations par incrément de temps). Ces deux nombres doivent être suffisamment grands pour éviter les distorsions mais assez petits pour conserver la qualité des informations. En effet, à chaque relocalisation, un transfert des champs thermo-mécaniques est nécessaire de l'ancienne configuration à la nouvelle. Ce transfert est effectué par une interpolation des champs ce qui peut entraîner une perte d'informations car les forts gradients ont tendance à être lissés.

2.2.3 Premier modèle simplifié

Les analyses précédentes permettent la mise en place d'un premier modèle numérique sous ABAQUS/Explicit. Les résultats présentés ici sont issus des choix présentés dans la partie précédente.

Mise en données

L'outil est considéré analytique rigide ce qui signifie dans la terminologie ABAQUS qu'il est indéformable et isotherme. Il est composé de deux cylindres de révolution : un inférieur arrondi pour le pion de rayon $R_p = 2,5\text{mm}$ et de hauteur $h_p = 3\text{mm}$ et un supérieur pour l'épaulement de rayon $R_s = 6,5\text{mm}$ et de hauteur $h_s = 5\text{mm}$. L'outil est présenté sur la figure 2.5.

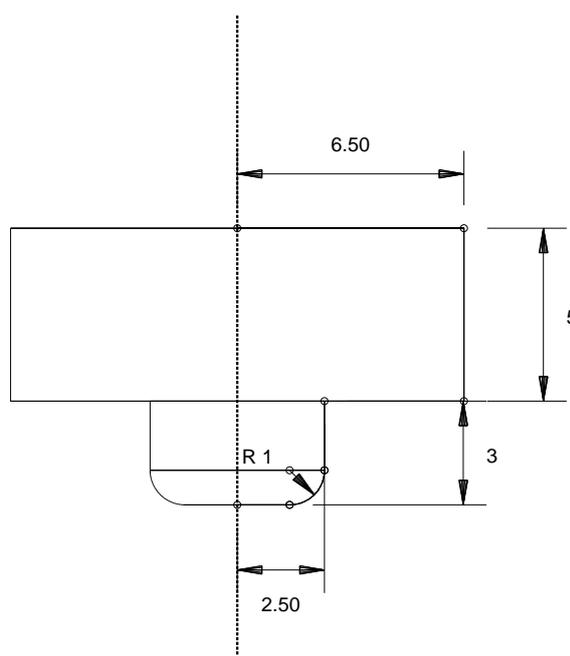


FIGURE 2.5 – Outil utilisé dans les simulations numériques ABAQUS/Explicit

La tôle est modélisée par l'extrusion d'un carré de longueur $L_t = 40\text{mm}$ et d'épaisseur $t = 4\text{mm}$ avec en son centre un trou de diamètre $D_t = 5\text{mm}$. La plaque-support est également modélisée par l'extrusion du même carré (sans le trou) et d'épaisseur $E_p = 15\text{mm}$.

La tôle est constituée d'aluminium 2024-T3. La loi de comportement choisie est la loi de Johnson-Cook (équation 2.5) avec les paramètres présentés dans le tableau 2.2 issus de la littérature [SH04, SH05]. L'outil et la plaque-support sont en acier. Les propriétés physiques utilisées pour l'aluminium et l'acier sont présentées dans le tableau 2.3. Pour simplifier les calculs, ces grandeurs sont choisies indépendantes de la température alors qu'en réalité ce n'est pas le cas. En respectant les observations expérimentales, la loi de comportement de la plaque-support est choisie élastique afin de diminuer les temps de calcul.

A(MPa)	B(MPa)	N	C	m	$T_{melt}(^{\circ}\text{C})$	$T_{ref}(^{\circ}\text{C})$
369	684	0.73	0.0083	1.7	502	25

TABLEAU 2.2 – Coefficients de la loi Johnson-Cook pour l'aluminium 2024-T3 [SH04, SH05]

	E (MPa)	ν	$\lambda(\text{W.m}^{-1}.\text{K}^{-1})$	$C_p(\text{J.kg}^{-1}.\text{K}^{-1})$	$\rho(\text{kg.m}^{-3})$
Aluminium	70 000	0,25	140	920	2780
Acier	210 000	0,3	36	450	7800

TABLEAU 2.3 – Propriétés physiques de l'aluminium et de l'acier : E, ν , λ , C_p et ρ sont respectivement le module d'Young, le coefficient de Poisson, la conductivité thermique, la chaleur spécifique et la densité à la température ambiante

Le procédé est décomposé en 3 étapes (step dans ABAQUS) présentées sur la figure 2.6 :

1. Etape 1 : Plongée (trou préexistant, 1s) : l'outil est en contact avec la tôle ; un effort, $F = 1200\text{N}$, orthogonal au plan moyen de la tôle est appliqué sur l'outil,
2. Etape 2 : Dwell time (début de la rotation de l'outil, 2s) : une vitesse de rotation $\omega = 42\text{rad.s}^{-1}$ est imposée à l'outil
3. Etape 3 : Translation (10s) : des faces eulériennes sont utilisées afin de simuler l'écoulement de la matière dans la tôle ; la matière s'écoule à travers ces faces avec une vitesse $V = 0,5\text{mm.s}^{-1}$. Ce choix aide à diminuer les distortions du maillage.

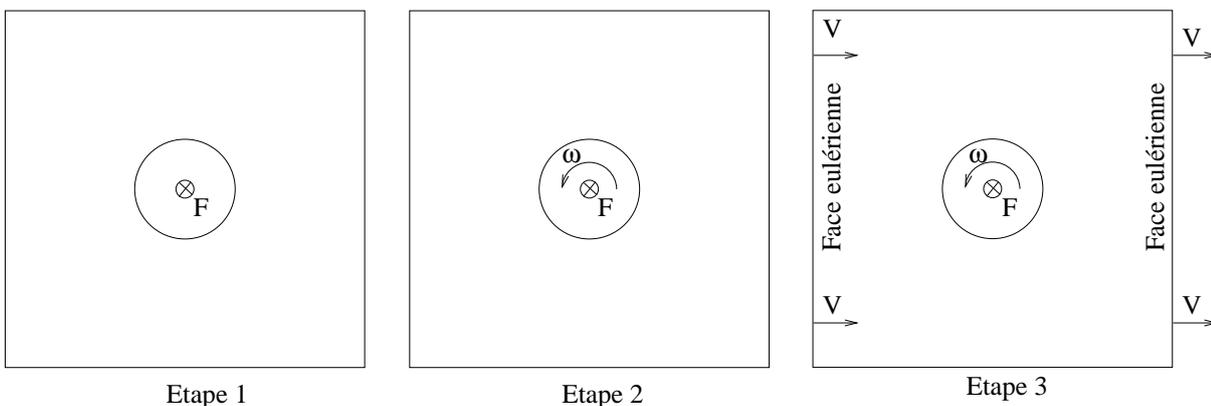


FIGURE 2.6 – Conditions aux limites du modèle simplifié sous ABAQUS/Explicit

Le maillage adaptatif est utilisé seulement dans les étapes 2 et 3 et est appliqué à la tôle avec une fréquence de 1 et le nombre de sweeps est égal à 10. La définition de la surface esclave pour le contact entre l'outil et la tôle est basée sur les éléments suivant la justification précédente.

Pour ces simulations, environ 50 000 éléments hexaédriques avec intégration réduite (C3D8RT) ont été utilisés pour un temps de calcul compris entre 3 et 19 heures qui dépend du mass-scaling utilisé. L'étape de translation nécessite le plus grand temps de calcul de la simulation.

Résultats en température

L'influence du mass-scaling est étudiée également ici car son utilisation peut aider à diminuer le temps de calcul mais peut entraîner une perte de précision et donc une perte de prédictibilité. Différentes valeurs de mass-scaling ont été mises en œuvre et l'influence du mass-scaling sur le temps de calcul et la qualité des résultats, comme par exemple le champ de température durant le procédé, a été analysée. Quatre valeurs différentes introduites précédemment et données dans le tableau 2.1 sont utilisées. L'évolution de la température est présentée sur la figure 2.7 pour les quatre valeurs de mass-scaling et trois positions différentes dans la tôle (figure 2.8) :

- sous l'épaulement et en contact avec le pion (élément A),
- sous l'épaulement à 6mm du centre de la tôle (élément B),
- à 9,5mm du centre de la tôle (élément C).

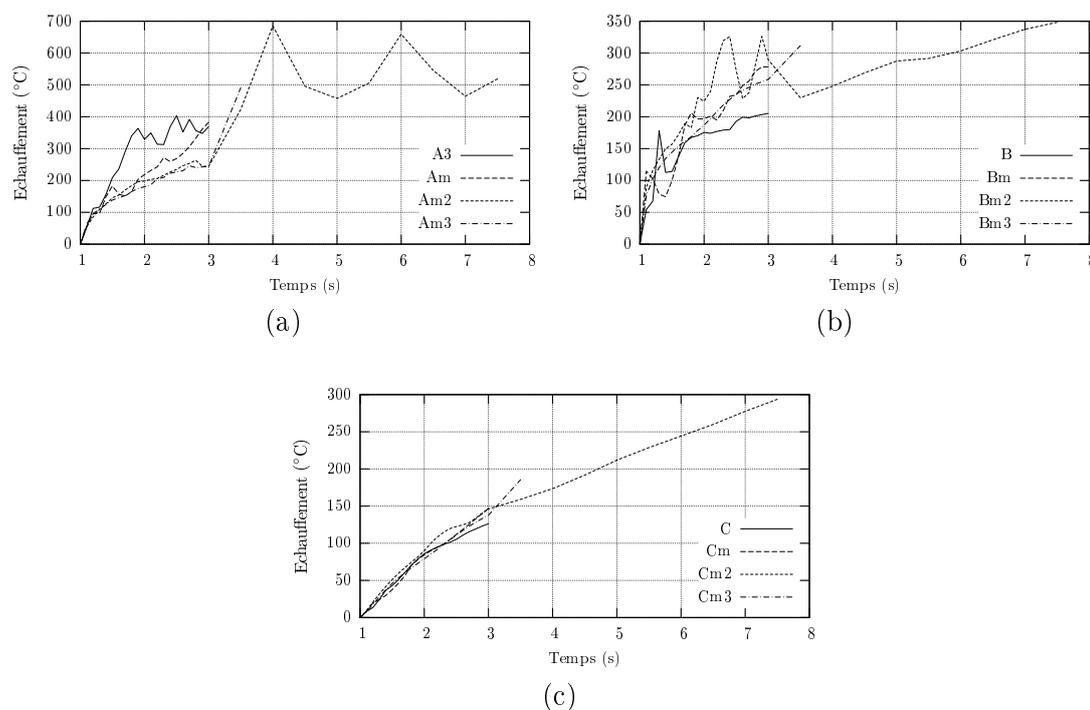


FIGURE 2.7 – Echauffement pour les éléments A (a), B (b) et C (c). Les quatre valeurs d'incrément de temps sont données dans le tableau 2.1

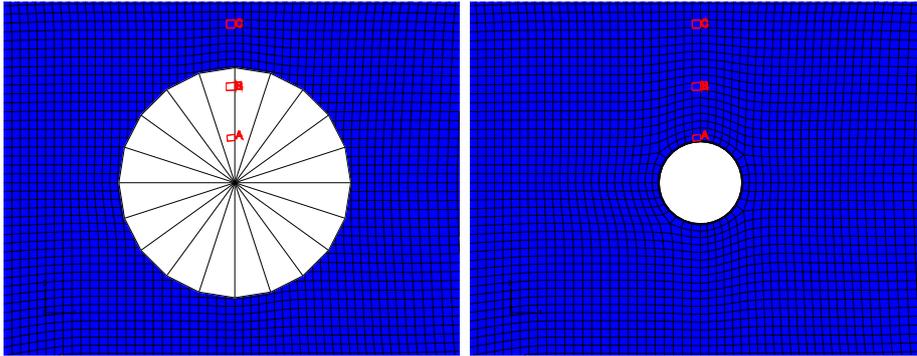


FIGURE 2.8 – Position des éléments de la tôle du premier modèle simplifié

L'étape 1 nécessite 1s et n'est pas représentée sur les courbes, c'est pourquoi l'origine du temps commence à 1s. Si les calculs ne finissent pas tous au même temps, ceci est dû à la divergence de certains calculs qui ne permet pas d'effectuer la translation complète. Tout d'abord, les températures obtenues sont du même ordre de grandeur que les valeurs expérimentales observées pour des conditions proches de celles de la simulation numérique. Les paramètres ont été pris dans la littérature et ne sont pas modifiés afin de se rapprocher des valeurs expérimentales. Ensuite, pour les éléments A et B, des oscillations apparaissent dans l'étape 3. Ce phénomène est amplifié avec l'utilisation du mass-scaling. Pour l'élément A, le mass-scaling entraîne une sous-estimation de la température alors que pour l'élément B c'est le contraire. Ainsi, il n'est pas possible de caractériser le mass-scaling en terme de sur-estimation ou sous-estimation globale de la température. Pour l'élément C, qui se situe loin de l'outil, il n'y a pas d'oscillation et le mass-scaling n'a qu'une faible influence. Ainsi, l'échauffement global dû à l'outil est bien prédit mais les résultats locaux oscillent et ne sont pas précis car le mass-scaling a un effet sur la gestion du contact.

Écoulement de la matière

La compréhension et le contrôle de l'écoulement de la matière sont liés au champ de température et sont critiques pour le succès du procédé FSW. Même si la simulation permet l'obtention de champs de température du bon ordre de grandeur, l'écoulement de matière qui est un problème primordial doit être aussi analysé. Etant donné que de nombreux auteurs [SH05, XD03] ont lié la microstructure finale du joint au trajet de déformation des particules, la figure 2.9 présente la répartition de la déformation plastique équivalente au sens de von Mises dans une coupe perpendiculaire à la direction de soudage.

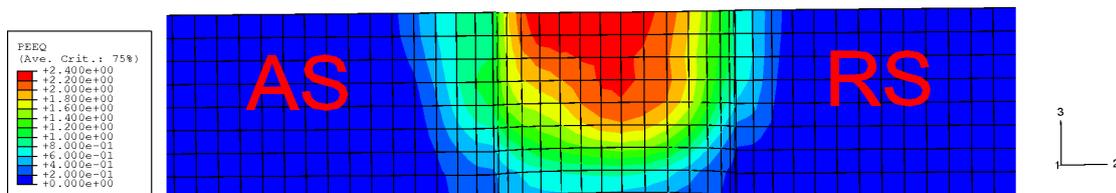


FIGURE 2.9 – Coupe perpendiculaire à la direction de soudage : déformation plastique équivalente au sens de von Mises

Nous pouvons associer la zone de plus grande déformation plastique à la ZATM. La forme évasée de la ZATM et la non symétrie entre AS et RS sont en accord avec les observations expérimentales et les simulations numériques présentes dans la littérature [MM05, SH04, XD03]. Nous pouvons remarquer la présence d'une zone fortement déformée au centre de la ZATM correspondant au nugget.

La figure 2.10 présente les résultats obtenus pour des éléments proches du pion en terme de vitesse pour différentes positions dans l'épaisseur. Ces résultats sont comparés à ceux de Nandan *et al.* [NRLD07]. Les coupes sont perpendiculaires à l'axe de l'outil. Les résultats de Nandan *et al.* sont issus d'une étude analytique dans laquelle les vitesses des particules sont imposées sur les frontières du domaine et notamment au niveau du contact entre l'outil et la tôle. Elles dépendent de la vitesse d'avance, de la vitesse de rotation et du pas du pion (un outil fileté a été considéré dans l'étude de Nandan *et al.* [NRLD07]). Les flèches indiquent le sens de rotation ainsi que la vitesse d'avance de l'outil. Ainsi, dans les deux modèles, l'AS est situé en partie supérieure et le RS en partie inférieure de chacune des figures.

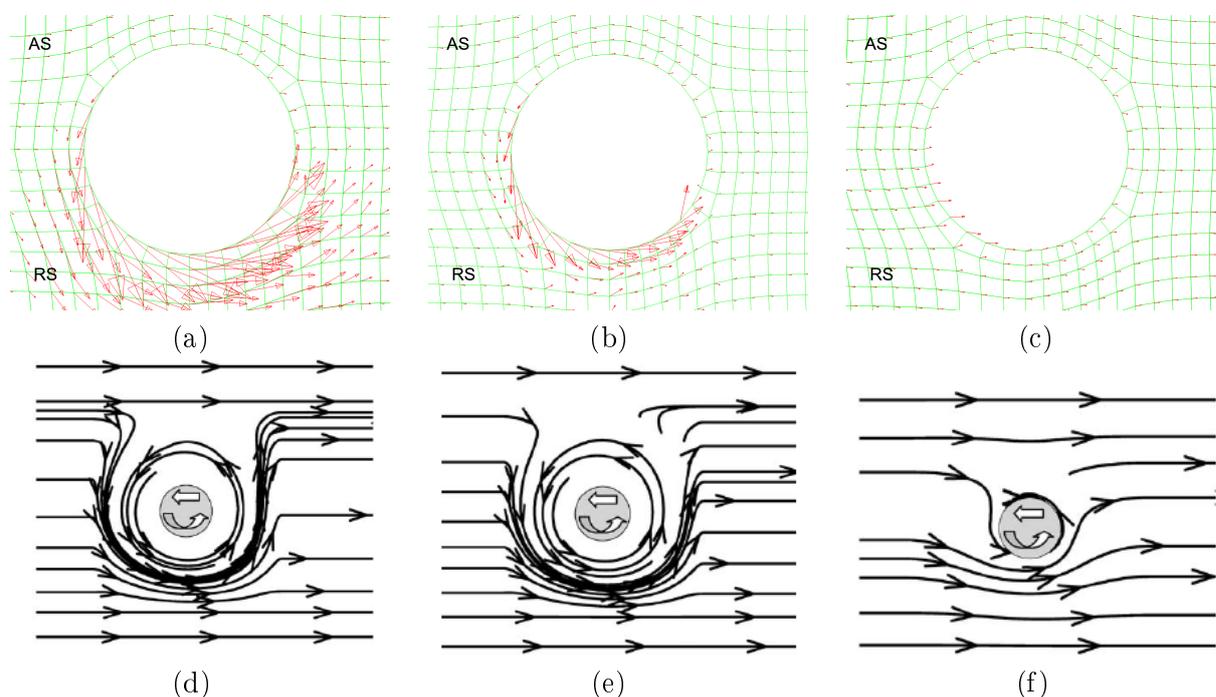


FIGURE 2.10 – Vecteurs vitesse obtenus par la simulation : sous l'épaulement (a), à mi-épaisseur (b) en pied de soudure (c) à comparer aux résultats de Nandan *et al.* [NRLD07] : sous l'épaulement (d), à mi-épaisseur (e) en pied de soudure (f)

Les résultats de Nandan *et al.* [NRLD07] sont en accord avec les observations expérimentales qui indiquent que les particules sont déposées de l'AS vers le RS. Les résultats obtenus sont proches de ceux de Nandan *et al.* [NRLD07] pour la partie supérieure de la soudure sauf près de l'outil côté AS où l'écoulement de matière ne suit pas le mouvement de l'outil. De plus, en pied de soudure, le mouvement de rotation de l'outil ne modifie pas l'écoulement. Ceci est similaire à l'écoulement d'un fluide autour d'un cylindre sans y adhérer. Ce phénomène peut provenir d'une

pression de contact très faible à l'interface pion-tôle qui ne permet pas une contrainte tangentielle suffisamment importante pour entraîner la matière. En partie supérieure, la force normale est imposée sur l'outil qui malaxe la matière. Enfin, il faut noter qu'un trou est toujours présent à l'arrière de l'outil même si une faible quantité de matière semble être transportée à l'arrière de l'outil.

2.2.4 Bilan

Différentes difficultés, rencontrées lors de l'utilisation du logiciel ABAQUS/Explicit, ont été présentées et mettent en évidence la difficulté de réalisation d'une simulation numérique du procédé. Certains points critiques auxquels tout modélisateur doit faire attention ont été abordés et illustrés. La gestion du contact est cruciale mais pas triviale car elle impacte directement l'échauffement dû au frottement au contact entre l'outil et la tôle. Différentes formulations ont été testées et la définition de la surface esclave par les éléments est la plus appropriée. L'utilisation du maillage adaptatif (ALE), même si elle permet de réduire les distortions, ne permet pas de s'affranchir des problèmes de convergence dus à la grande déformation de certains éléments. Enfin, le mass-scaling a été utilisé afin de réduire les temps de calcul mais son utilisation entraîne des oscillations dans les résultats qui sont liées à des difficultés de gestion du contact entre l'outil et la tôle. Cependant, loin de la zone de contact, les résultats restent corrects.

En se basant sur les études préalables, un premier modèle simplifié a été réalisé et les résultats présentés. En terme de champs de température, les résultats sont prometteurs alors que pour ce qui est de la description de la cinématique de l'écoulement, la modélisation semble avoir des limites. C'est pourquoi un modèle eulérien a été envisagé.

2.3 Modèle fluide

2.3.1 Equations thermo-mécaniques du problème

La formulation eulérienne est couramment utilisée en mécanique des fluides. Elle consiste à observer les particules qui passent successivement en un point et à expliciter leurs propriétés caractéristiques lors de leur passage en fonction de la position et du temps.

Dans cette formulation, trois équations de conservation permettent d'assurer l'équilibre du système thermomécanique. Tout d'abord, il doit y avoir conservation de la masse. Ceci se traduit par :

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \text{div}(\rho v) = 0 \quad (2.18)$$

La quantité de mouvement doit être conservée :

$$\frac{D(\rho v)}{Dt} = -\text{grad}(p) + \text{div}(\tau) + \rho f_\rho \quad (2.19)$$

où $\frac{D(\rho v)}{Dt} = \frac{\partial(\rho v)}{\partial t} + \text{grad}(\rho v) \cdot v$ est la dérivée particulaire de la quantité de mouvement, p la pression, τ la contrainte visqueuse et ρf_ρ les forces massiques.

Cette équation correspond à l'équilibre mécanique. Elle est proche de l'équation 2.10, écrite en formulation lagrangienne. Pour s'en rapprocher, les différents termes peuvent être regroupés différemment :

$$-\text{grad}(p) + \text{div}(\tau) + \rho f_\rho = \rho \left(\frac{\partial v}{\partial t} + v \text{grad}(v) \right) \quad (2.20)$$

$-\text{grad}(p) + \text{div}(\tau)$ correspond à $\text{div}(\sigma)$, ρf_ρ aux forces volumiques et $\frac{\partial v}{\partial t} + v \text{grad}(v)$ au terme d'accélération.

Il faut ajouter à ces équations, une loi de comportement qui exprime la contrainte tangentielle τ en fonction du taux de déformation \mathbb{D} et de la viscosité μ :

$$\tau = 2\mu \mathbb{D} \quad (2.21)$$

μ peut dépendre de la vitesse de déformation et de la température. Dans ce dernier cas, comme pour la formulation lagrangienne, un couplage thermo-mécanique est présent.

La dernière quantité à conserver est l'énergie. L'équation de la chaleur est la même que l'équation 2.11 en exprimant la dérivée particulaire :

$$\rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} + \rho C_p v \text{grad}(T) = \text{div}(\lambda \text{grad}(T)) + \dot{Q} \quad (2.22)$$

Comme pour la formulation lagrangienne, le terme source volumique \dot{Q} dépend des champs mécaniques puisqu'il s'agit des dissipations visqueuses : $\dot{Q} = \tau : \mathbb{D}$ où $:$ est le produit doublement contracté. Dans cette équation, un couplage thermomécanique apparaît donc. De ce fait, comme pour la formulation lagrangienne, des couplages thermo-mécaniques lient les équilibres mécaniques et thermiques par l'intermédiaire d'une loi de comportement dépendant du temps et une source de chaleur dépend de l'état mécanique du fluide.

Il faut ajouter à ces équations sur le volume des conditions aux limites comme dans le cas de la formulation lagrangienne. Cette fois-ci, elles sont exprimées sous la forme :

- d'une vitesse imposée,
- d'une pression imposée,
- d'une température imposée,
- d'un flux de chaleur imposé.

2.3.2 Premier modèle FLUENT

Cette partie présente le premier modèle 2D qui a permis le choix de la formulation pour la suite du travail. Il a servi de point de départ au modèle complet qui sera présenté dans le chapitre 3. Il permet de se familiariser avec la terminologie de FLUENT, montrer l'influence de la viscosité sur le champ de vitesse mais également de mettre en parallèle les capacités d' ABAQUS/Explicit et FLUENT pour la simulation numérique du procédé.

Mise en données

Tous les calculs ont été effectués en régime stationnaire avec un solveur implicite découplé. Aucun modèle de turbulence n'a été utilisé : on considère que l'on se situe dans un régime laminaire et la dissipation visqueuse est prise en compte.

La tôle est modélisée par un carré de longueur $L_t = 50\text{mm}$ percé en son centre d'un trou de diamètre $D_t = 2,5\text{mm}$. Le maillage utilisé est proche de celui présenté sur la figure 3.2 du chapitre 3. La figure 2.11 présente la dénomination des surfaces qui sera utilisée par la suite. La surface Entrée est choisie de type "Velocity Inlet", la vitesse imposée est normale à la surface et vaut $0,083\text{m.s}^{-1}$ soit 500mm.min^{-1} . La température imposée est de 550°K comme proposée par J. Serri [Ser07]. La surface Sortie est de type "Outflow", le rapport de flux de matière est choisi égal à 1 ce qui signifie qu'il y a autant de matière qui entre dans le volume étudié que de matière qui en sort. Les deux surfaces Parois sont choisies de type "wall" dont la température est imposée à 300°K . La surface Pion est aussi de type "wall" dont la vitesse de rotation est imposée à 42rad.s^{-1} soit 400tr.min^{-1} . Il y a adhérence complète du fluide à cette surface.

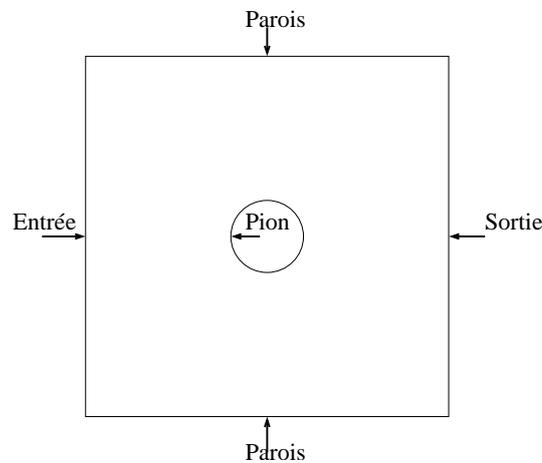


FIGURE 2.11 – Dénomination des différentes surfaces pour le premier modèle FLUENT

Le fluide est supposé newtonien, en écoulement incompressible et sa loi de comportement s'écrit :

$$\tau = 2\mu\mathbb{D} \quad (2.23)$$

où μ est la viscosité (constante) et \mathbb{D} le tenseur taux de déformation.

Les propriétés physiques de l'aluminium nécessaires aux calculs sont les mêmes que celles utilisées précédemment et répertoriées dans le tableau 2.3.

Influence de la viscosité

Les résultats issus des simulations numériques sont présentés ici. Ils concernent aussi bien les vecteurs vitesses que la température ou encore les lignes de courant. La viscosité du matériau est

choisie constante dans la simulation numérique. Chaque simulation correspond à une valeur différente. La plage de viscosité étudiée s'étend de $10^{-5}\text{Pa}\cdot\text{s}$ à $10^8\text{Pa}\cdot\text{s}$. Ceci correspond à une plage allant d'un fluide très peu visqueux à un fluide très visqueux (plus visqueux que l'aluminium).

Il est à noter que les vecteurs vitesses apparaissant dans la visualisation des résultats sont calculés et représentés au milieu de l'élément considéré. Ainsi, la valeur de la norme du vecteur vitesse affichée au contact avec le pion n'est pas la valeur attendue de $\frac{D_t}{2}\omega = 0,105\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$, correspondant à la vitesse tangentielle de l'outil en rotation. Après vérification, c'est bien cette valeur qui est utilisée dans les calculs. La valeur affichée apporte tout de même une information puisqu'elle va permettre de déterminer l'épaisseur de la zone de rotation au contact du pion. En effet, le pion constitue un obstacle au flux de la matière qui est suivant la direction X et va donc le perturber. Il se crée alors une couche de fluide autour de cet obstacle. Dans cette couche, il y a présence d'un fort gradient de vitesse dû au mouvement de rotation imposée par le pion et au mouvement de translation imposé par les autres particules. Elle est donc caractéristique du procédé et pour des particules qui séjournent, pendant plusieurs tours dans cette couche, elle est appelée zone morte [Gra07]. Cette couche est influencée grandement par la viscosité des particules puisque c'est elle qui permet de caractériser l'action des particules entre elles. La figure 2.12 présente l'évolution de la valeur maximale de la vitesse des particules en fonction de la viscosité. Cette valeur maximale est toujours atteinte pour les éléments en contact avec le pion.

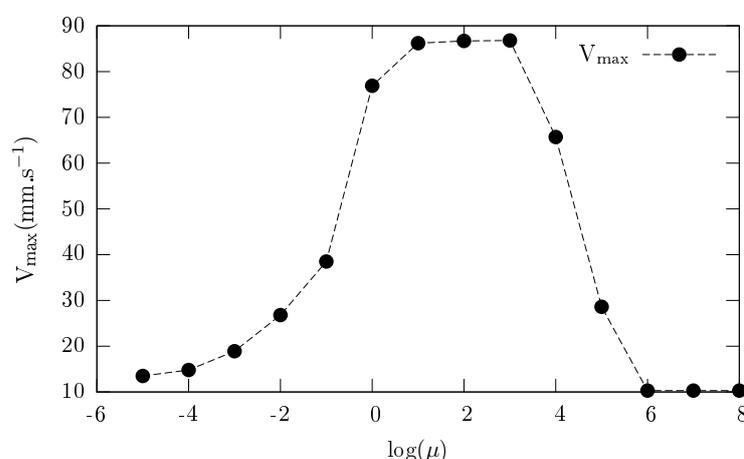


FIGURE 2.12 – Évolution de la valeur maximale de la norme du vecteur vitesse en fonction de la viscosité

Quatre zones peuvent être différenciées en observant la figure 2.12 :

1. $-5 \leq \log(\mu) \leq -3$, la valeur de la vitesse maximale est très faible,
2. $-3 \leq \log(\mu) \leq 2$, la valeur de la vitesse maximale croît jusqu'à une valeur maximale,
3. $2 \leq \log(\mu) \leq 6$, la valeur de la vitesse maximale décroît,
4. $6 \leq \log(\mu) \leq 8$, la valeur de la vitesse maximale est très faible.

Ce phénomène peut s'expliquer par deux effets de la viscosité. Dans un premier temps, la viscosité est trop faible ce qui ne permet pas aux particules en contact avec le pion d'entraîner

leurs proches voisines et ainsi la couche limite est très fine. Lorsque la viscosité augmente cela facilite l'action des particules en contact avec le pion. Cependant, cette action devient limitée lorsque la viscosité atteint une valeur trop importante. En effet, l'action des particules entraînées par le mouvement macroscopique de translation du fluide restait faible mais avec l'augmentation de la viscosité cette interaction devient plus importante et entraîne les particules à ne plus avoir le mouvement de rotation autour du pion. Ceci explique donc la décroissance de la vitesse. Il y a donc compétition entre les deux phénomènes : l'entraînement en rotation autour de l'outil, l'entraînement dans le mouvement de translation du fluide suivant X. Les figures 2.13 et 2.14 illustrent cela en présentant les vecteurs vitesses proches du pion et les lignes d'écoulement pour quatre valeurs différentes de viscosité. Les lignes d'écoulement présentées sont les trajets parcourus par les particules issues de la surface Entrée. L'absence de ligne d'écoulement $\log(\mu) = 3$ proche de l'outil ne signifie pas une expulsion de la matière mais elle est liée à un problème de visualisation. Ceci est vérifié en observant la répartition des pressions, aucune dépression n'apparaît dans cette zone.

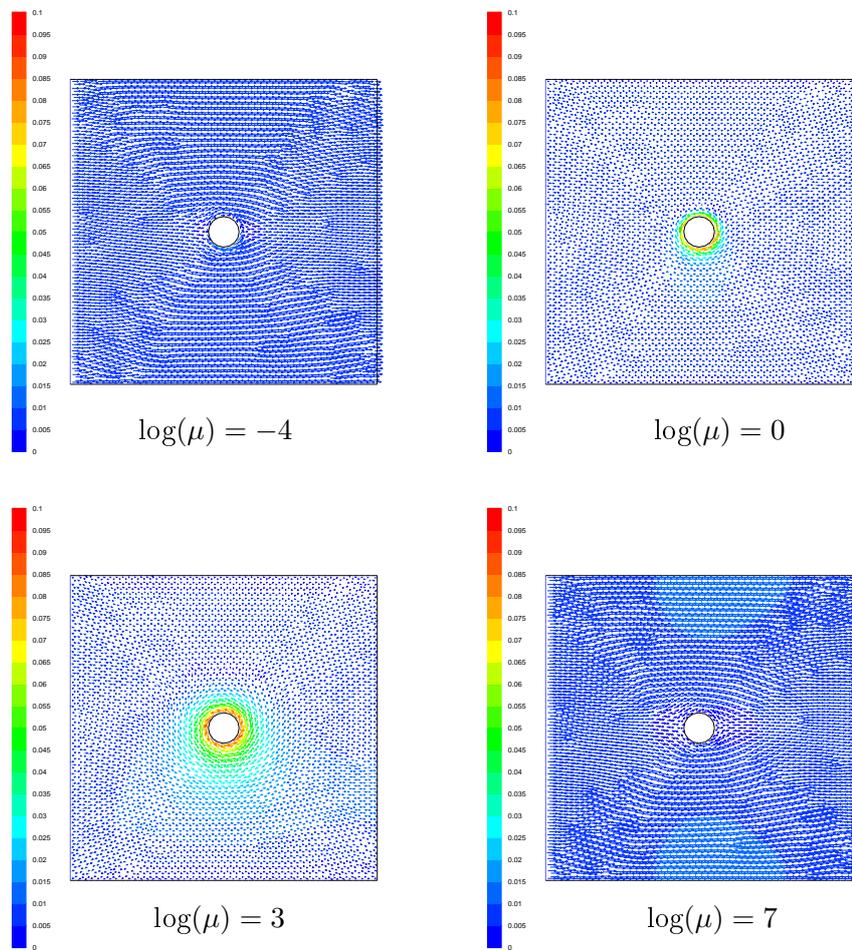


FIGURE 2.13 – Vecteurs vitesses proches du pion ($\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$)

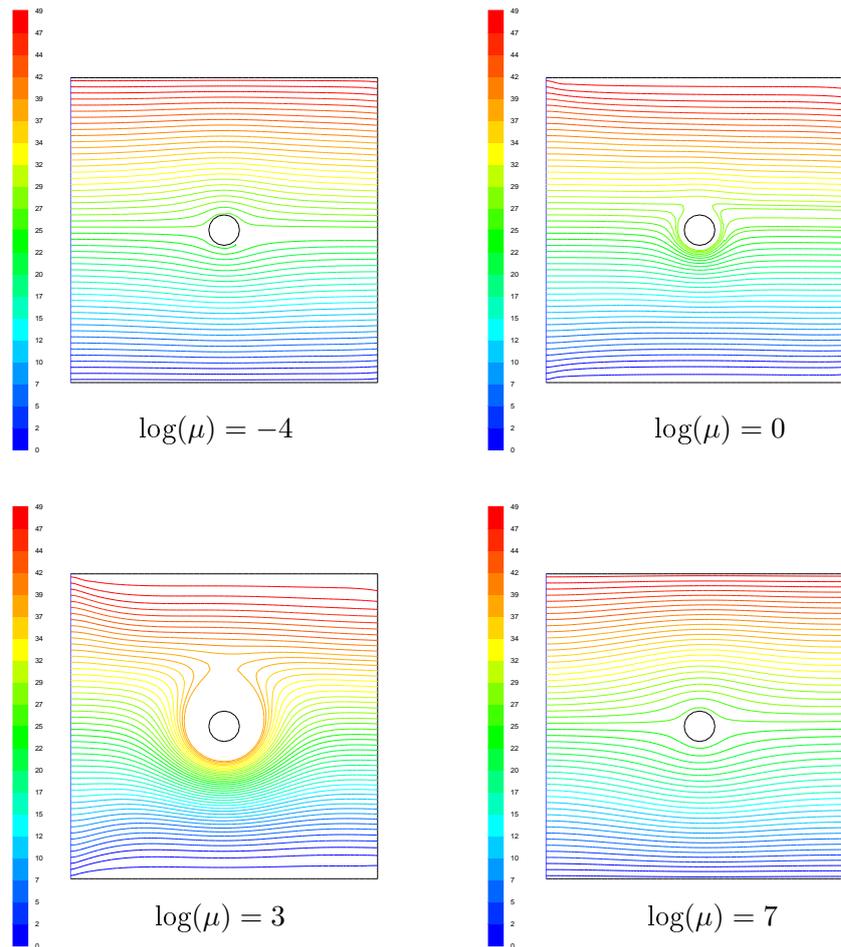


FIGURE 2.14 – Lignes d'écoulement de la matière issue de la surface Entrée. Chaque couleur correspond à une particule

La viscosité a également une influence sur la température puisque la source de chaleur est le travail des forces de cisaillement. Jusqu'à une valeur de viscosité de $0.1\text{MPa}\cdot\text{s}$, il n'y a pas d'augmentation de la température. Au-dessus de cette valeur, la température maximale atteinte augmente de manière exponentielle avec la viscosité. L'influence de la viscosité est donc mise en évidence ici et devra être prise en considération par la suite. Afin d'obtenir un modèle physique plus cohérent il est nécessaire de prendre en considération la diminution de la viscosité avec l'augmentation de la température et son augmentation avec la vitesse de déformation (voir chapitre 3).

2.4 Choix d'un modèle

Plusieurs logiciels ont été utilisés afin de modéliser le procédé de soudage par friction malaxage. Cette partie a pour but de proposer un récapitulatif des forces et faiblesses de chacun des logiciels afin de s'orienter, en fonction de l'objectif fixé, vers l'un ou l'autre des logiciels. La représentation de l'écoulement étant un besoin fort en termes de résultats du modèle numérique, un logiciel de mécanique des fluides, FLUENT, a été étudié. Basé sur deux formulations différentes, une lagrangienne et une eulérienne, ABAQUS/Explicit et FLUENT sont comparés, au travers de modèles 2D. Comme précédemment, ABAQUS/Explicit est utilisé pour un calcul transitoire et FLUENT pour un calcul stationnaire.

2.4.1 Mise en données

Les modèles sont basés sur une géométrie identique présentée au paragraphe précédent 2.3.2. La phase de rotation (sans vitesse d'avance) ainsi que la phase de soudage sont considérées. Les valeurs des paramètres procédés sont les mêmes : une vitesse d'avance de $0,5\text{mm.s}^{-1}$ et une vitesse de rotation de 42rad.s^{-1} .

La loi de comportement considérée est la loi de Johnson-Cook (équation 2.5) dans laquelle le terme B est choisi nul (car il n'y a pas de notion d'écrouissage en formulation eulérienne). Pour ABAQUS, la loi est directement présente dans le logiciel. Afin de pouvoir comparer les deux formulations, une viscosité apparente est introduite dans FLUENT via l'utilisation d'une fonction utilisateur (UDF). En effet, si l'on considère un critère en termes de vitesse de déformation et contrainte équivalente de von Mises, la viscosité apparente est déterminée par [CS06] :

$$\mu = \frac{\sigma_{eq}}{3\dot{\epsilon}_{eq}} \quad (2.24)$$

En connaissant la température et le gradient de vitesse dans chaque cellule, la contrainte d'écoulement est déterminée par la loi de Johnson-Cook (équation 2.5). Ensuite la viscosité apparente est calculée par l'équation 2.24.

2.4.2 Températures

Pour ABAQUS/Explicit, en mécanique du solide, la principale source de chaleur est le frottement au contact entre l'outil et les tôles à souder. Il est donc nécessaire d'assurer une bonne gestion de ce contact afin d'obtenir des résultats cohérents et fiables. Il a été établi précédemment que cette gestion n'est pas triviale dans ABAQUS/Explicit et qu'une attention particulière devait être apportée à ce sujet [LSF⁺09] (partie 2.2.2). Pour FLUENT, en mécanique des fluides, la source de chaleur est le travail plastique, issu des forces de frottement entre les particules.

La figure 2.15 illustre les résultats obtenus grâce aux deux logiciels à l'issue de la phase de rotation. Le temps de calcul pour chacun des logiciels reste inférieur à trois minutes. Pour ABAQUS/Explicit il s'agit de l'élévation de température et pour FLUENT de la température absolue en °K. Pour passer des résultats ABAQUS/Explicit aux résultats FLUENT, il suffit d'ajouter 300°K . Les répartitions pour les deux logiciels se font suivant des cercles concentriques. Cependant, dans le cas de FLUENT, il semblerait que la chaleur se diffuse de manière plus importante que dans le cas d'ABAQUS/Explicit. En terme de température maximale atteinte, les résultats

sont très proches : 705°K pour ABAQUS et 711°K pour FLUENT.

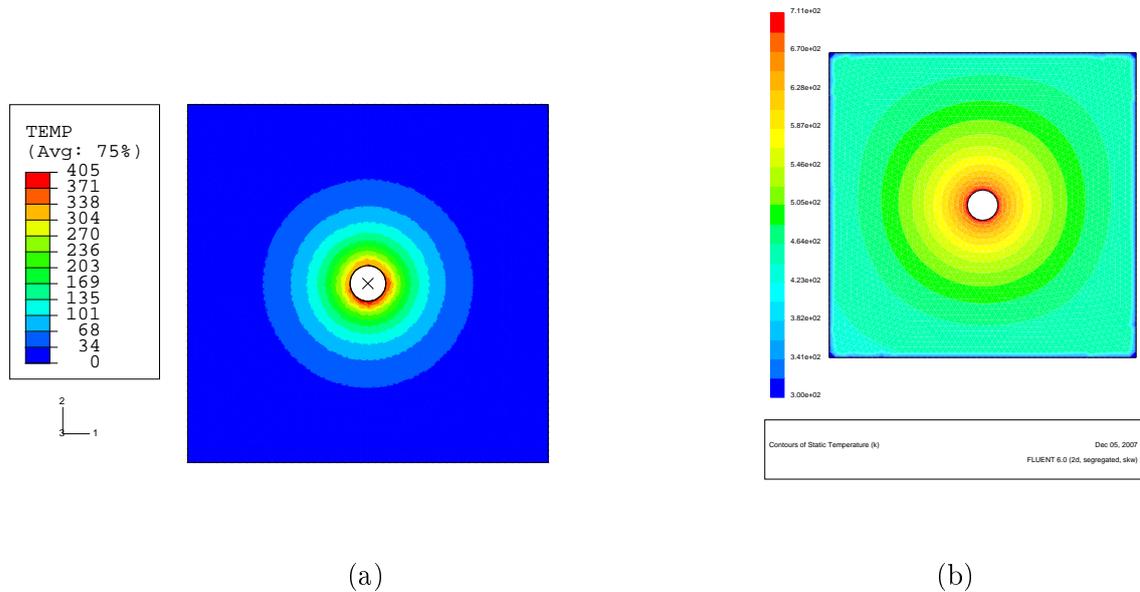


FIGURE 2.15 – Répartition des températures après la phase de chauffage avec ABAQUS/Explicit (échauffement en $^{\circ}\text{C}$) (a) et avec FLUENT (température absolue en $^{\circ}\text{K}$) (b)

Pour la phase de rotation il semble donc que les logiciels fournissent des résultats équivalents même si ils sont basés sur des formulations différentes et ce n'est pas cet aspect qui permette de les différencier. De plus les temps de calcul sont comparables : quelques minutes pour les deux logiciels.

Concernant la phase de translation, les résultats sont relativement éloignés en terme de température maximale atteinte : 838°K pour ABAQUS/Explicit et 755°K pour FLUENT. De plus, comme illustré sur la figure 2.16, pour ABAQUS/Explicit, il n'y a pas de trainée de température à l'arrière de l'outil comme pour FLUENT alors que ce phénomène est observé expérimentalement. Ceci peut provenir du fait que la longueur soudée est relativement faible et donc que la position finale soit encore trop proche de l'outil. En effet, l'outil n'est translaté que de 5mm pour limiter le temps de calcul et les distorsions pour ABAQUS/Explicit alors que pour FLUENT l'état stationnaire est recherché. Pour ABAQUS/Explicit, c'est à partir du régime transitoire que l'état stationnaire doit être déterminé (plus de variation des grandeurs thermo-mécaniques). Cependant, la divergence des calculs ne permet pas de l'atteindre. Le temps de calcul sous ABAQUS/Explicit est de l'ordre d'une heure alors que sous FLUENT le temps de calcul reste inférieur à trois minutes.

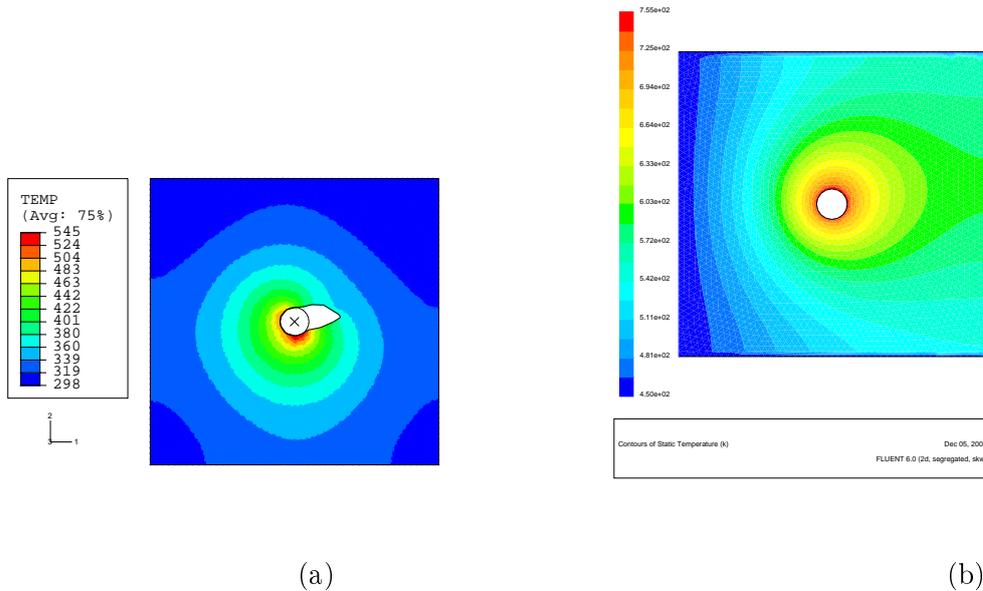


FIGURE 2.16 – Répartition des températures pendant le soudage avec ABAQUS/Explicit après 7mm de translation (échauffement en °C) (a) et avec FLUENT (température absolue en °K) (b)

Pour la phase de soudage (translation de l'outil), des divergences apparaissent donc entre les deux logiciels utilisés. Il semble que FLUENT propose des résultats en accord avec l'état stationnaire obtenu expérimentalement alors que dans le cas de ABAQUS/Explicit, l'état stationnaire n'a pu être atteint.

2.4.3 Vecteurs vitesses

Les résultats obtenus en terme de vitesses pour les deux logiciels pour les deux phases simulées sont présentés sur les figures 2.17 et 2.18. Il apparaît clairement pour chacune des phases que le logiciel ABAQUS/Explicit ne permet pas de représenter correctement ces vecteurs vitesses puisqu'ils apparaissent de manière chaotique. Proche du pion les vitesses sont de l'ordre des $100\text{mm}\cdot\text{s}^{-1}$ attendus alors que dans ABAQUS/Explicit, les vitesses sont de l'ordre de quelques $\text{mm}\cdot\text{s}^{-1}$. Les vecteurs obtenus avec FLUENT semblent réalistes puisque le mouvement d'entraînement en rotation dû à l'outil apparaît.

L'incapacité pour ABAQUS/Explicit de prévoir localement les champs de vitesse apparaît donc fortement ici et semble un facteur limitant. En effet, pour produire les éventuels défauts lors du soudage, il est nécessaire de connaître la morphologie de l'écoulement et donc la répartition des vecteurs vitesses. FLUENT, lui, grâce à sa formulation semble capable de fournir de tels renseignements.

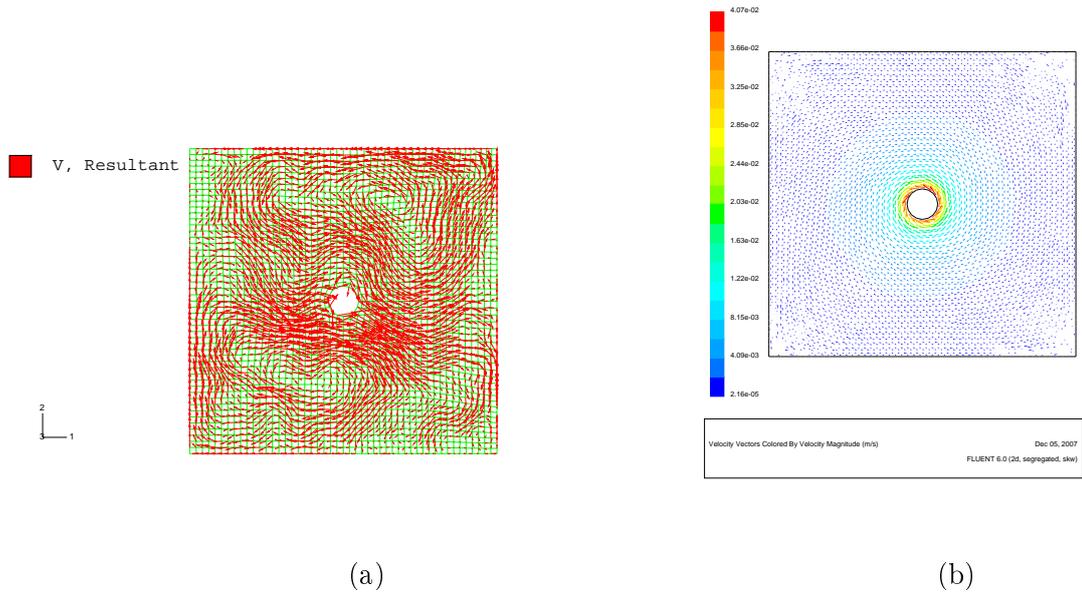


FIGURE 2.17 – Vecteurs vitesses lors de la phase de chauffage avec ABAQUS/Explicit (a) et avec FLUENT (b)

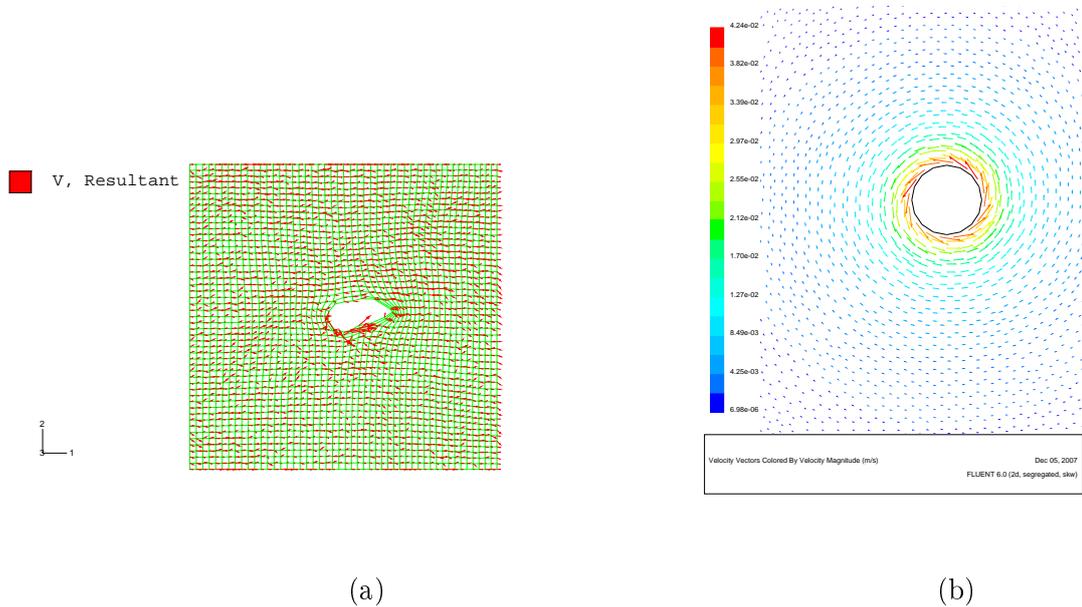


FIGURE 2.18 – Vecteurs vitesses pendant le soudage avec ABAQUS/Explicit (a) et avec FLUENT (b)

2.4.4 Bilan

Les deux logiciels diffèrent par leurs formulations qui aboutissent à des gestions différentes du maillage et donc des résultats différents. Pour ABAQUS/Explicit, l'ALE a été mise en place et permet un maillage adaptatif afin de limiter au mieux les distorsions. Cependant, il a été observé que cette formulation même si elle diminue les distorsions, ne les empêche pas complètement. Pour FLUENT, le maillage est fixe et la matière s'écoule à l'intérieur du domaine et à travers

ses surfaces extérieures ce qui annule totalement les problèmes de distorsions de maillage. Ceci conduit à une impossibilité de reproduire les déformations macroscopiques des pièces à la fin de l'étape de soudage puisque la géométrie est fixe.

Pour étudier les défauts lors du soudage, dans ABAQUS/Explicit, il est impossible de simuler le dépôt de la matière à l'arrière de l'outil. Il semble donc difficile de pouvoir prévoir un défaut dû à un problème de remplissage du vide laissé par le passage de l'outil et rempli par la matière prélevée en amont de l'outil. L'observation de la forme des lignes d'écoulement sous FLUENT ou encore la répartition des pressions doivent pouvoir permettre de prévoir ces défauts. C'est pour ces différentes raisons que le logiciel FLUENT est choisi pour la suite du travail. Le modèle 3D retenu et construit à partir du modèle 2D ainsi que son exploitation sont présentés dans le chapitre suivant.

Chapitre 3

Exploitation du modèle numérique

Sommaire

3.1	Présentation du modèle retenu	68
3.1.1	Géométrie et maillage	68
3.1.2	Conditions aux limites	69
3.1.3	Loi de comportement retenue	71
3.1.4	Source de chaleur	73
3.1.5	Procédures de calcul dans FLUENT	73
3.2	Influence des choix numériques	76
3.2.1	Influence du maillage	76
3.2.2	Influence de la taille de la "boîte"	78
3.3	Validation du modèle	80
3.3.1	Concordance espace-temps	80
3.3.2	Influence du coefficient de partage de la chaleur β	81
3.3.3	Influence des coefficients d'échange h_{inf} et h_{lat}	82
3.3.4	Identification des paramètres	83
3.3.5	Géométrie des joints	84
3.3.6	Détection des défauts	87
3.3.7	Lignes d'écoulement	89
3.4	Influence des paramètres process	92
3.4.1	Influence de la vitesse d'avance	92
3.4.2	Influence de la vitesse de rotation	96
3.4.3	Influence de la géométrie du pion	100
3.5	Bilan	106

Ce chapitre a pour but de présenter dans un premier temps le modèle qui a été retenu pour la simulation numérique du procédé sous FLUENT. L'élaboration de ce modèle est basée sur les études précédentes ainsi que sur l'utilisation du logiciel qui aboutit à effectuer certains choix numériques pour améliorer la qualité des résultats et diminuer le temps de calcul. La méthode de détermination des paramètres du modèle et sa validation sont ensuite proposées. Cette méthode est basée sur une analyse de sensibilité des paramètres et la comparaison entre résultats expérimentaux et résultats des simulations numériques. Certains paramètres sont alors déterminés par méthode inverse afin d'obtenir une bonne adéquation entre les résultats numériques et expérimentaux. Enfin, ayant été confronté avec succès avec les résultats expérimentaux présentés au chapitre 2, le modèle va être utilisé afin de montrer l'influence des paramètres sur la forme

de la soudure et sur les champs thermo-mécaniques et d'établir une méthode de détermination des défauts.

3.1 Présentation du modèle retenu

Le modèle utilisé dans toutes les simulations numériques est présenté ici. La géométrie considérée, les conditions aux limites ainsi que la loi de comportement sont présentées.

3.1.1 Géométrie et maillage

La tôle est modélisée par l'extrusion d'un carré de longueur $L_t = 100\text{mm}$ de hauteur $t = 4\text{mm}$ percé en son centre d'un trou de rayon $r_p = 2,5\text{mm}$. Une couronne de diamètre extérieur $r_s = 6,5\text{mm}$ et de rayon intérieur $r_p = 2,5\text{mm}$ est dessinée sur la surface supérieure du parallélépipède et correspond à l'épaule. La figure 3.1 présente la dénomination des surfaces qui sera utilisée par la suite. Les surfaces supérieure et inférieure n'ont pas été coloriées pour une question de visibilité. Le pion est un cylindre de révolution de diamètre $D_p = 5\text{mm}$ et de hauteur $t = 4\text{mm}$ (sans épaisseur).

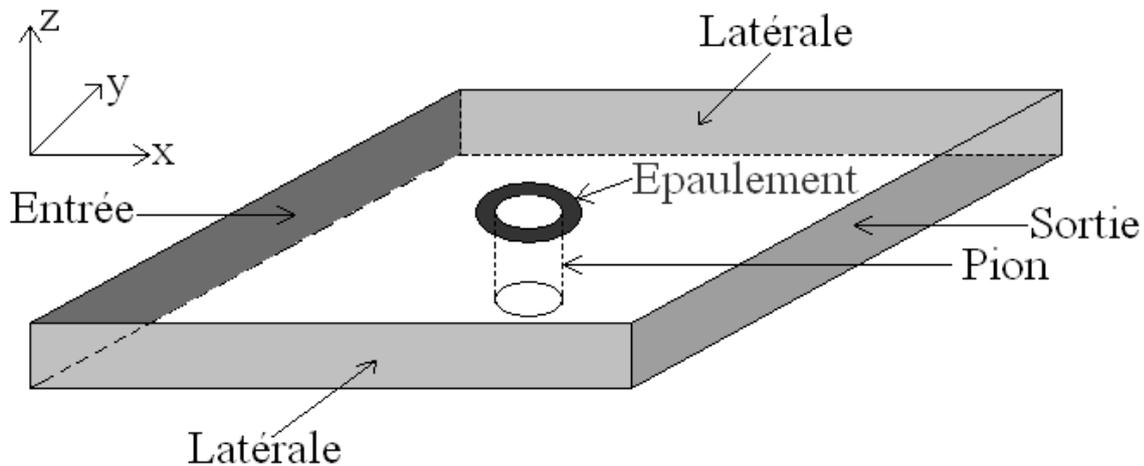


FIGURE 3.1 – Dénomination des surfaces utilisées dans le modèle FLUENT 3D

L'origine du repère est située au centre de la tôle et à mi-épaisseur. Ainsi, connaissant le sens de rotation de l'outil et sa vitesse d'avance, le côté AS et le côté RS pourront se différencier par des valeurs de y positives ou négatives.

Le maillage dit de référence utilisé dans les calculs est présenté sur la figure 3.2. Il est composé de 99200 cellules parallélépipédiques dont la taille minimale d'arrête est $0,1\text{mm}$. Ce maillage est composé de 8 éléments minimum dans l'épaisseur afin de prendre en compte les gradients des grandeurs thermo-mécaniques suivant l'épaisseur. Proche de l'outil, une zone de maillage très fin est imposée afin de prendre en compte la couche limite apparaissant dans cette zone.

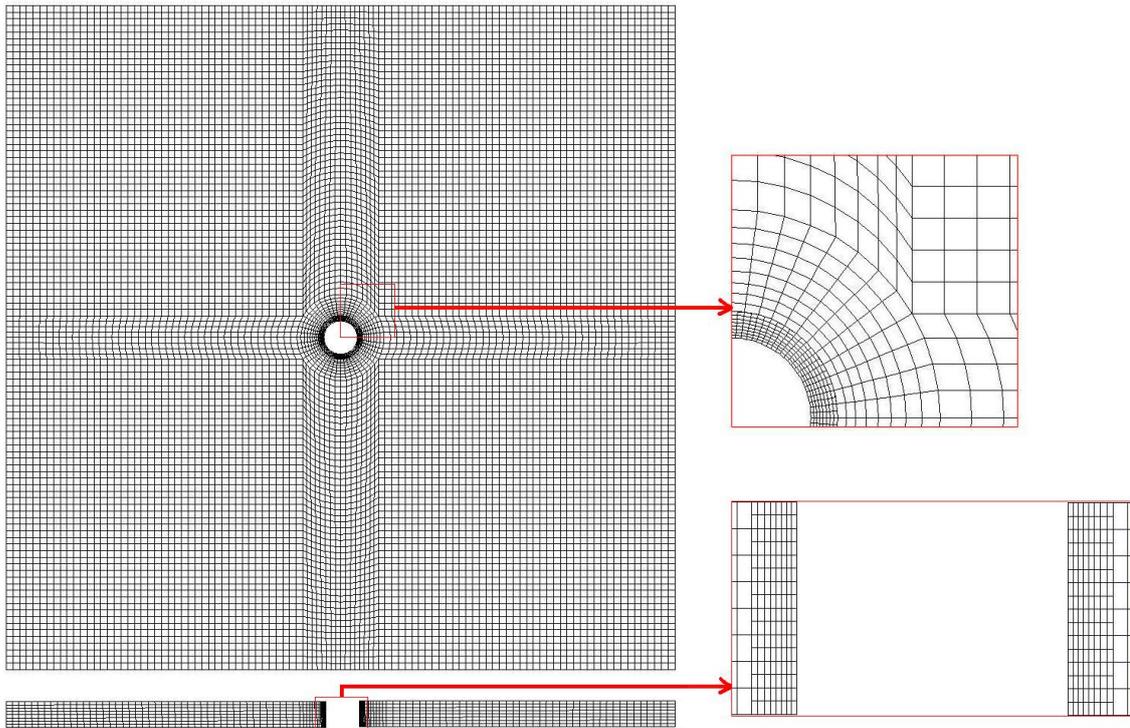


FIGURE 3.2 – Maillage de référence pour le modèle FLUENT 3D : vue de dessus et coupe longitudinale

3.1.2 Conditions aux limites

Les conditions aux limites appliquées au modèle sont explicitées dans cette partie. Elles concernent aussi bien les aspects mécaniques que les aspects thermiques. Ces conditions sont à appliquer sur l'ensemble des frontières du domaine présentées sur la figure 3.1. On considère ici que l'on modélise un essai de soudage réalisé avec une vitesse d'avance, V , et une vitesse de rotation de l'outil, ω , données.

Mécanique

Les conditions aux limites mécaniques sont exprimées soit en terme de vitesse imposée soit en terme de pression ou contrainte de cisaillement. Elles sont appliquées sur les différentes surfaces constituant la frontière :

- Entrée : correspond à l'entrée du fluide dans le domaine. La vitesse V est imposée normale à la surface.
- Sortie : correspond à la sortie du fluide du domaine. Un quotient de débit massique de 1 est choisi, ce qui signifie qu'il y a la même quantité de matière qui entre et qui sort du domaine puisque la densité est constante et l'écoulement incompressible.
- Latérale : correspond à l'interface avec la partie de la tôle qui n'a pas été modélisée. Une surface de type "wall" est utilisée et ainsi la vitesse normale (dirigée suivant y) est nulle. De plus, une contrainte tangentielle nulle est imposée ce qui revient à imposer un gradient de vitesse nulle. Ceci a pour but de prendre en compte le mouvement global de translation

du domaine. Ce choix par rapport à celui d'imposer une vitesse suivant x à cette surface permet une convergence plus rapide.

- Surface inférieure : correspond à l'interface avec la plaque-support. Les mêmes conditions aux limites que celles appliquées aux surfaces latérales sont imposées (contrainte tangentielle et vitesse suivant z nulles).
- Surface supérieure : correspond à l'interface entre la pièce et le bridage supérieure ou l'air. Pour les conditions aux limites, ce sont les mêmes choix que ceux faits pour la surface inférieure (contrainte tangentielle et vitesse suivant z nulles).
- Pion : correspond au pion de l'outil. Une surface de type "wall" est appliquée avec adhérence parfaite du fluide. Dans la littérature cette hypothèse est utilisée par Seidel et Reynolds [SR03] alors que certains auteurs prennent en compte le glissement à l'interface entre l'outil et la tôle et introduisent un glissement [Bas06], [HJD⁺06], [Uly02]. Cette hypothèse est sans doute plus réaliste puisque le glissement est nécessaire pour permettre le malaxage mais nous négligerons cet effet par soucis de simplicité. Il n'y a pas de vitesse normale à la surface du pion autorisée. Par contre une vitesse de rotation positive correspondant à la vitesse de rotation de l'outil est imposée. Ceci signifie que la vitesse tangentielle vaut en module $r_p\omega$. La vitesse suivant z est nulle.
- Epaulement : correspond à l'épaulement de l'outil. Le même type de conditions aux limites que pour le pion sont appliquées (vitesse tangentielle uniquement). Cette fois-ci, la vitesse tangentielle, écrite dans le repère local cylindrique, vaut $r\omega$ avec $r_p < r < r_s$.

Thermique

Les conditions aux limites thermiques sont exprimées soit en terme de température imposée soit en terme de flux de chaleur. Elles sont appliquées sur les différentes surfaces constituant la frontière :

- Entrée : une température d'entrée égale à la température ambiante, T_{amb} , est imposée.
- Sortie : un flux de chaleur nul, $Q = 0$, est imposé.
- Latérale : un flux de chaleur convectif, correspondant à l'échange avec la partie non modélisée est appliqué : $Q_{lat} = h_{lat}(T - T_{amb})$.
- Surface inférieure : un flux de chaleur convectif, correspondant à l'échange avec la plaque-support est appliqué : $Q_{inf} = h_{int}(T - T_{amb})$.
- Surface supérieure : un flux de chaleur convectif, correspondant à l'échange avec l'air est appliqué : $Q_{air} = h_{air}(T - T_{amb})$ avec $h_{air} = 20\text{Wm}^{-2}\text{K}^{-1}$ couramment admis dans la littérature (par ex : [Bas06])(on ne prend pas en compte le bridage).
- Pion : un flux de chaleur nul, $Q = 0$, est imposé. Le partage de la chaleur entre la tôle et l'outil est pris en compte au travers d'un coefficient de partage β (voir paragraphe 3.1.4).
- Epaulement : un flux de chaleur nul, $Q = 0$, est imposé comme pour le pion.

La zone modélisée est suffisamment grande pour que le flux nul, imposé sur la surface de sortie, n'implique pas d'effet de bord. En effet, si l'on observe l'évolution de la température suivant une ligne traversant le domaine à y et z constant, une tangente quasi-horizontale pour $x=50\text{mm}$ est observée.

3.1.3 Loi de comportement retenue

Dans les conditions du procédé FSW, il est nécessaire que la loi de comportement dépende de la vitesse de déformation et de la température. N'ayant pas de données internes sur le comportement de l'aluminium 7020, des courbes expérimentales d'alliages de la série 7xxx issues de la bibliographie ont été utilisées. Elles fournissent la limite d'écoulement des alliages considérés pour différentes vitesses et températures. Les résultats de Lee *et al.* [LSLW00] concernent la nuance 7075, ceux de Colegrove *et al.* [CSZ07] le 7449 et enfin Hu *et al.* [HZY⁺08] le 7050. Pour reprendre les résultats de Colegrove *et al.* [CSZ07] et pour avoir une loi basée sur des phénomènes physiques, une loi thermiquement activée est retenue. Elle peut se mettre sous la forme :

$$\dot{\epsilon}_{eq} = A \left(\sinh(\alpha \sigma_{eq}) \right)^n \exp\left(\frac{Q}{RT}\right) \quad \text{ou encore} \quad \sigma_{eq} = \frac{1}{\alpha} \sinh^{-1} \left[\left(\frac{\dot{\epsilon}_{eq}}{A} \exp\left(\frac{Q}{RT}\right) \right)^{1/n} \right] \quad (3.1)$$

où σ_{eq} est la contrainte équivalente, $\dot{\epsilon}_{eq}$ la vitesse de déformation équivalente, $\dot{\epsilon}_{eq} = \sqrt{\frac{2}{3}} \mathbb{D} : \mathbb{D}$ avec \mathbb{D} le tenseur taux de déformation, R la constante des gaz parfaits, Q une énergie d'activation, n , A et α des paramètres du matériau. T représente la température.

Etant donnée que les mécanismes de déformation sont différents suivant que l'on se place à haute température ou basse température, deux énergies d'activation, Q_1 et Q_2 correspondant respectivement aux basses températures et aux hautes températures, ont été considérées. Une transition linéaire a été mise en place entre ces deux zones. Une quatrième zone a été ajoutée proche de la température de fusion (610°C) afin de prendre en considération la chute des caractéristiques mécaniques proches de cette température. Une viscosité μ_0 est alors imposée à T_4 , température de fusion de l'alliage.

L'ensemble des paramètres est répertorié dans le tableau 3.1. La loi de comportement est donc définie en 4 parties :

$$\left\{ \begin{array}{ll} \text{si } T < T_1, & \sigma = \sigma_{bT} = \frac{1}{\alpha} \sinh^{-1} \left[\left(\frac{\dot{\epsilon}_{eq}}{A} \exp\left(\frac{Q_1}{RT}\right) \right)^{1/n} \right] \\ \text{si } T_1 < T < T_2, & \sigma = \sigma_{transition} = \frac{T-T_1}{T_2-T_1} \sigma_{hT} + \frac{T_2-T}{T_2-T_1} \sigma_{bT} \\ \text{si } T_2 < T < T_3, & \sigma = \sigma_{hT} = \frac{1}{\alpha} \sinh^{-1} \left[\left(\frac{\dot{\epsilon}_{eq}}{A} \exp\left(\frac{Q_2}{RT}\right) \right)^{1/n} \right] \\ \text{si } T > T_3, & \sigma = \sigma_{adoucissement} = 3\mu_0 \dot{\epsilon}_{eq} \frac{T-T_3}{T_4-T_3} + \sigma_{hT}(T_3) \frac{T_4-T}{T_4-T_3} \end{array} \right. \quad (3.2)$$

La figure 3.3 illustre cette loi de comportement identifiée sur les valeurs expérimentales issues de la littérature [CSZ07, HZY⁺08, LSLW00]. Les valeurs entre parenthèses pour les courbes

issues de la littérature donnent les logarithmes des vitesses utilisées.

		A (s ⁻¹)	n			
		0,01	6,81	2, 226.10 ¹²		
Q ₁ (kJ/mol)	T ₁ (°C)	Q ₂ (kJ/mol)	T ₂ (°C)	T ₃ (°C)	T ₄ (°C)	μ ₀ (Pa.s)
190	300	156	350	550	600	100

TABLEAU 3.1 – Paramètres de la loi de comportement utilisée dans FLUENT

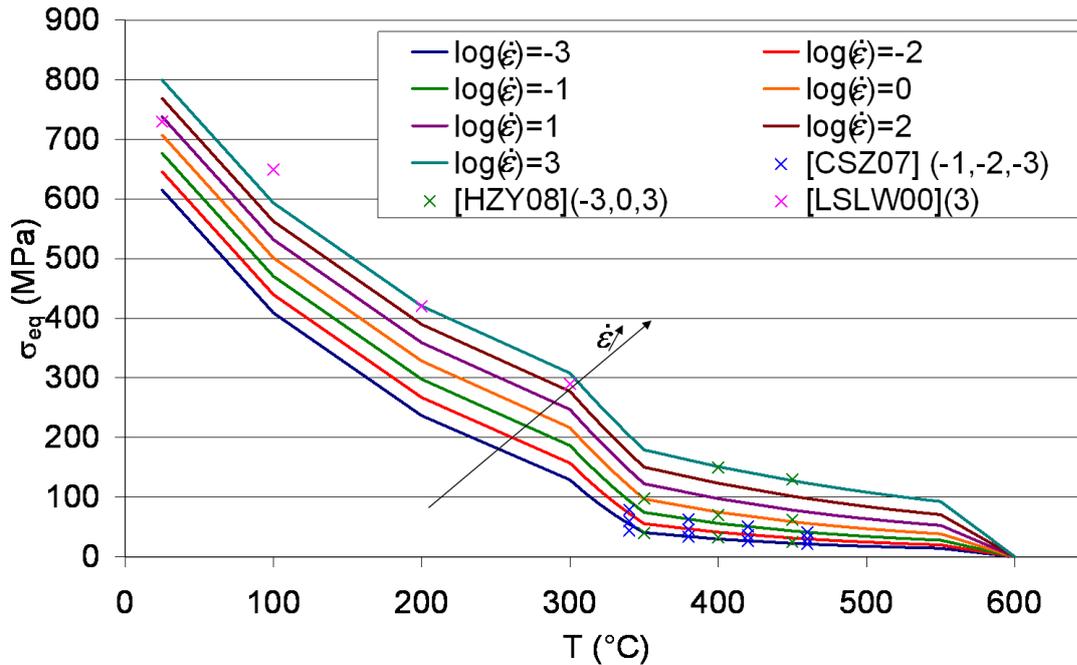


FIGURE 3.3 – Loi de comportement en 4 parties utilisée dans le modèle FLUENT 3D

La viscosité dynamique apparente peut être déterminée à partir de la valeur de la limite d'écoulement σ_{eq} et de la vitesse de déformation équivalente $\dot{\epsilon}_{eq}$ par la formule présentée précédemment (équation 2.24). Pour calculer la valeur de la viscosité, une fonction utilisateur ou UDF (User Defined Function) a été programmée et utilise deux grandeurs calculées par le solveur : la température et la vitesse de déformation.

3.1.4 Source de chaleur

Comme présentée précédemment, la source de chaleur considérée ici est volumique et correspond à la dissipation visqueuse (viscoplastique) due aux mouvements des particules. Elle correspond au travail viscoplastique et est donnée par la formule 2.22. Si l'on utilise la décomposition des contraintes en un terme lié à la pression et un autre lié aux contraintes de cisaillement, \dot{Q} est donnée par :

$$\dot{Q} = -p\mathbb{I} : \mathbb{D} + \tau : \mathbb{D} \quad (3.3)$$

Or, le régime est considéré incompressible ($\mathbb{I} : \mathbb{D} = \text{trace}(\mathbb{D}) = 0$) et le comportement du fluide répondant à $\tau = 2\mu\mathbb{D}$. De ce fait, la source de chaleur volumique est égale à :

$$\dot{Q} = 3\mu\dot{\epsilon}_{eq}^2 \quad (3.4)$$

Afin de prendre en compte le fait qu'une partie de la chaleur créée est transmise à l'outil mais aussi qu'une proportion du travail viscoplastique est utilisée dans des transformations métallurgiques (recristallisation par exemple), un coefficient β de partage est ajouté à la relation 3.4 [Bas06, BMRV08, Feu06, FRBB05b] :

$$\dot{Q} = 3\beta\mu\dot{\epsilon}_{eq}^2 \quad (3.5)$$

Il faut également noter que ce coefficient, d'un point de vue thermique, permet également de prendre indirectement en compte le glissement à l'interface entre l'outil et la tôle. En effet, si il y a glissement, le gradient de vitesse est plus faible que dans le cas d'une adhérence parfaite et donc la source de chaleur est plus faible. Ainsi, le coefficient β à identifier sera plus faible que celui obtenu dans la littérature, par Bastier [Bas06] par exemple.

Pour des questions de convergence et de rapidité des calculs, cette source de chaleur a été programmée grâce à une UDF de source. Un terme supplémentaire est également calculé et correspond à $\frac{\partial \dot{Q}}{\partial T}$. Etant donné, que seule la viscosité dépend de manière explicite de la température, cette dérivée, à $\dot{\epsilon}_{eq}$ fixée, est calculée par :

$$\frac{\partial \dot{Q}}{\partial T} = 3\beta \frac{\partial \mu(T)}{\partial T} \dot{\epsilon}_{eq}^2 \quad (3.6)$$

Connaissant l'expression de μ (en 4 parties) de manière littérale (voir équation 3.2), la valeur de $\frac{\partial \mu(T)}{\partial T}$ est déterminée de manière analytique en 4 parties également. Ainsi dans l'UDF, deux grandeurs sont calculées : \dot{Q} et $\frac{\partial \dot{Q}}{\partial T}$. Pour calculer les deux grandeurs, l'UDF utilise trois grandeurs calculées par le solveur : la viscosité, la vitesse de déformation et la température.

3.1.5 Procédures de calcul dans FLUENT

Le logiciel de calcul FLUENT est basé sur une discrétisation en volumes finis. Lors de la mise en œuvre de la simulation numérique, de nombreux problèmes numériques sont apparus : divergence rapide des calculs, valeurs de résidus trop grandes. Des détails sont donnés dans la partie 3.2. L'enchaînement des étapes de calcul ainsi que les critères utilisés pour évaluer la qualité de la solution après un certain nombre d'itérations sont présentés.

Critères de vérification de qualité de la solution

Pour évaluer la qualité des résultats des calculs, il faut tout d'abord vérifier la valeur des résidus qui doit rester inférieure aux valeurs préconisées par FLUENT ou imposées par l'utilisateur :

- équation de Navier-Stokes suivant x : 1.10^{-3} ,
- équation de Navier-Stokes suivant y : 1.10^{-3} ,
- équation de Navier-Stokes suivant z : 1.10^{-3} ,
- continuité : 1.10^{-3} ,
- énergie : 1.10^{-6} .

Ces critères ne sont parfois pas suffisants pour vérifier que l'état stationnaire est atteint. Pour ne pas imposer des valeurs de résidus trop faibles, qui entraîneraient une augmentation du temps de calcul, diverses observations de grandeurs thermomécaniques correspondant aux deux équilibres mécanique et thermique ont été réalisées. Ainsi, l'utilisateur choisit alors d'arrêter le calcul.

Equilibre mécanique atteint

Les conditions aux limites appliquées aux frontières du domaine ne forcent pas les particules au contact des surfaces inférieure, supérieure, latérales et de sortie à avoir une vitesse égale à la vitesse d'avance. Seule, une contrainte de cisaillement nulle est imposée pour modéliser le mouvement de translation globale du fluide. Ce choix a été fait car il facilite la convergence du calcul et imposer une vitesse à ces surfaces perturbe l'équation de l'énergie en créant des sources de chaleur parasites. Dès lors, il faut vérifier à la fin des itérations que la vitesse obtenue est bien la vitesse d'avance. A titre d'exemple, la figure 3.4 présente deux résultats typiques d'un calcul qui présente les mêmes valeurs de résidus pour 30 000 itérations et 300 itérations.

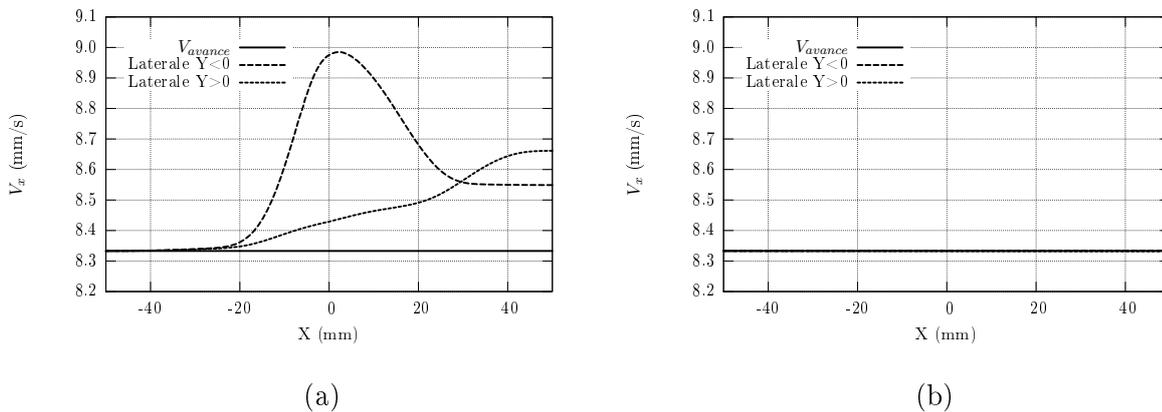


FIGURE 3.4 – Evolution de V_x le long des surfaces latérales à mi-épaisseur : (a) équilibre non encore atteint , (b) équilibre atteint

Il apparaît que pour le cas (a) l'équilibre mécanique n'est pas atteint puisque la vitesse suivant x le long des surfaces latérales ne vaut pas la vitesse d'avance de l'outil imposée en vitesse d'entrée du fluide. Des itérations supplémentaires sont donc nécessaires. En effet, lorsque l'équilibre mécanique est atteint, après un certain nombre d'itérations supplémentaires, la solution atteint l'état stationnaire présenté sur la figure 3.4b. De manière générale, afin de vérifier cet

état d'équilibre au cours de la simulation, nous avons choisi des variables dont les valeurs sont suivies au cours des itérations. Ces variables sont appelées moniteur dans le logiciel FLUENT. Dans un premier graphique, l'évolution des vitesses maximale, minimale et moyenne suivant x des particules de la surface sortie est tracée. Dans un deuxième graphique, l'évolution de ces grandeurs est tracée pour les surfaces latérales. Ainsi, lorsque toutes les grandeurs sont égales à la valeur de la vitesse d'entrée V , l'équilibre mécanique est considéré atteint. Les mêmes courbes sont tracées pour la surface Sortie avec les mêmes considérations pour la convergence.

Equilibre thermique atteint

De même que pour l'équilibre mécanique, la seule observation des résidus ne suffit pas à déterminer si l'équilibre thermique a été atteint au cours des itérations. Ainsi, un moniteur température a été créé sur FLUENT pour ces observations. Il donne l'évolution des températures minimale, maximale et moyenne calculées sur l'ensemble du fluide du domaine. Lorsque la solution semble avoir convergé vers une solution stable, il est nécessaire également d'observer la distribution spatiale de la température. La figure 3.5 montre deux distributions spatiales de température à mi-épaisseur dans le cas où le moniteur température indique que la température est stable pour un nombre différent d'itérations. Or, on observe que les distributions de températures sont différentes. Ainsi, il est nécessaire de vérifier la stabilité de la solution sur les valeurs des moniteurs ainsi que sur les champs des grandeurs d'intérêt. C'est ce qui sera fait dans la suite du travail.

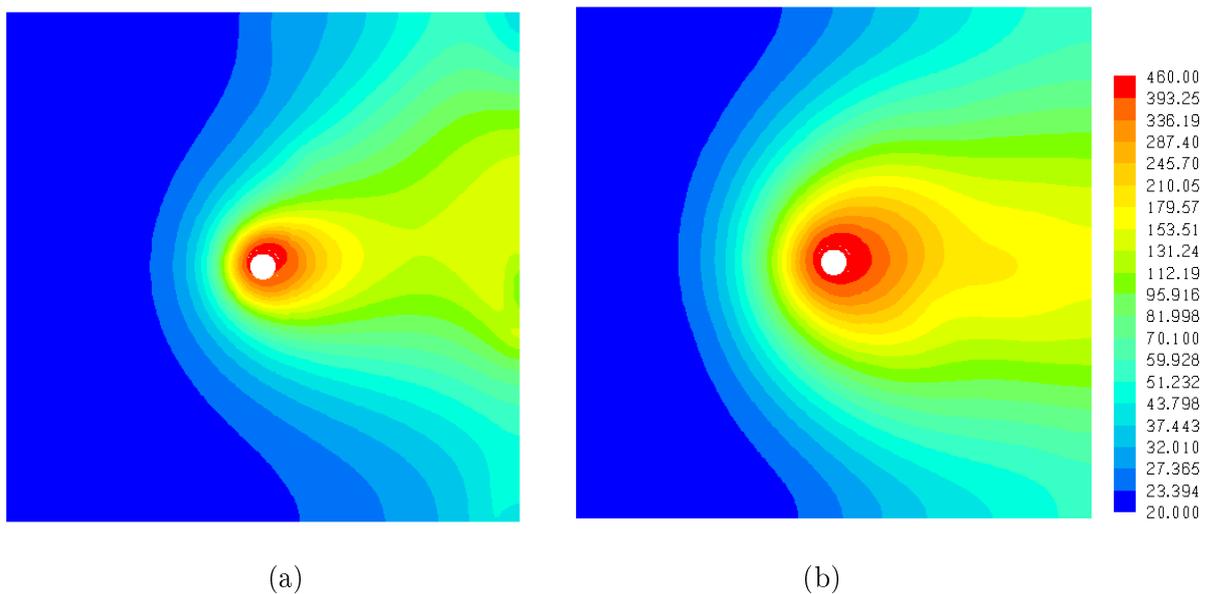


FIGURE 3.5 – Répartition de la température à mi-épaisseur (°C) : (a) équilibre non encore atteint, (b) équilibre atteint

Étapes de calcul et initialisation

Le calcul de l'état stationnaire est effectué de manière itérative. La rapidité de convergence peut être fortement influencée par la valeur initiale des grandeurs à calculer (vitesse, pression,

température). C'est pourquoi dans un premier temps, le calcul est effectué à viscosité constante égale par exemple à $\mu = 2.10^5 \text{Pa.s}$. Avant la première itération les valeurs de vitesse, de pression relative et de température de chacune des cellules sont initialisées et prises égales à la vitesse de la surface d'entrée. Ainsi, lors de l'initialisation :

- $V_x = V_{avance}$,
- $V_y = 0$,
- $V_z = 0$,
- $\Delta p = 0$,
- $T = T_{amb}$.

Ce calcul à viscosité constante est effectué pour 3000 itérations dans le cas du maillage de référence. Ce nombre d'itérations varie suivant la finesse du maillage. Il est choisi de manière à ce que les critères présentés plus haut soient vérifiés.

Ensuite, la loi de comportement avec la viscosité dépendante de la température et de la vitesse de déformation est activée. L'évolution de la viscosité est sous relaxée. Ceci signifie que d'une itération à l'autre la viscosité ne peut varier d'une valeur trop importante. Ceci peut ralentir la convergence du calcul mais permet d'éviter de grandes oscillations de viscosité donc de température qui pourrait entraîner une divergence lors de la résolution de l'équation de l'énergie. Ce coefficient de sous relaxation est choisi égal à 0,7 via l'utilisation de l'instruction "(rpsetvar turb-viscosity/relax 0.7)".

3.2 Influence des choix numériques

3.2.1 Influence du maillage

Afin de vérifier la robustesse du modèle numérique proposé, une étude de la sensibilité au maillage a été effectuée. "Normal" désigne le maillage qui a été utilisé dans tous les calculs précédents et présenté sur la figure 3.6. "Fin" désigne un maillage plus fin que le maillage de référence : la dimension des éléments a été divisée par deux. On a donc un maillage avec huit fois plus de cellules. Pour le maillage "Grossier" c'est le contraire, la dimension des cellules a été multipliée par deux. Le maillage contient alors huit fois moins de cellules que le maillage initial.

La densité de maillage a un impact direct sur le temps de calcul puisque plus le nombre de cellules augmente plus le temps nécessaire à la réalisation d'une itération est important. Cependant, le temps de calcul total après convergence de la solution n'augmente pas forcément avec le nombre de cellules. En effet, il est possible que le calcul nécessite moins d'itérations avec un maillage plus fin. C'est le cas ici où le temps de calcul final est similaire pour le maillage normal et le maillage fin alors qu'il est deux fois plus important pour le maillage grossier.

La figure 3.6 présente des profils de températures sur deux lignes situées à 6mm de la ligne de soudure, à mi-épaisseur côté AS et côté RS. Les résultats obtenus sont similaires quelles que soient les autres lignes qui peuvent être considérées.

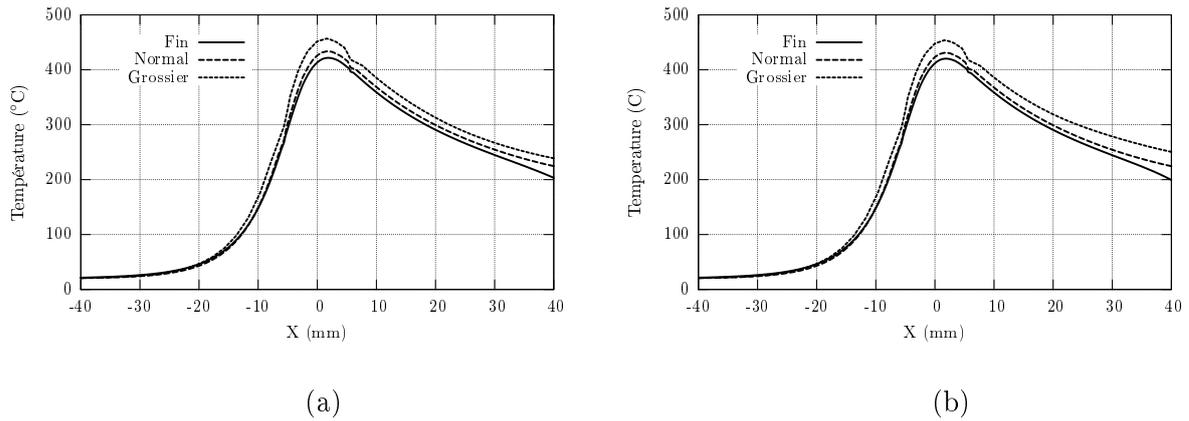


FIGURE 3.6 – Influence du maillage sur la répartition de la température suivant une ligne à 6mm de la ligne de soudure, à mi-épaisseur : (a) côté AS, (b) côté RS

Il apparaît que le maillage n'influence pas de manière significative la répartition de la température dans le domaine modélisé. En effet, des écarts maximaux d'une vingtaine de degrés sont relevés. Ainsi d'un point de vue purement thermique, la finesse du maillage n'a pas d'influence sur les résultats de la simulation numérique.

Il est nécessaire également de quantifier l'influence du maillage sur le problème mécanique puisque les champs mécaniques sont utilisés pour qualifier la soudure. Ainsi, afin de caractériser la forme des joints obtenus, les courbes isovaleurs des vitesses de déformation ont été observées. Il est à noter tout d'abord que plus le maillage est fin plus la valeur maximale de la vitesse de déformation, située au contact avec le pion, augmente :

- maillage grossier : $\max(\dot{\epsilon}_{eq}) = 446\text{s}^{-1}$,
- maillage normal : $\max(\dot{\epsilon}_{eq}) = 1575\text{s}^{-1}$,
- maillage fin : $\max(\dot{\epsilon}_{eq}) = 2949\text{s}^{-1}$.

A titre d'exemple, les courbes isovaleurs pour $\dot{\epsilon}_{eq} = 1\text{s}^{-1}$ sont tracées sur la figure 3.7. Ce type d'observation a été proposé par Colegrove *et al.* afin de déterminer la forme des joints soudés [CS05b, CS06]. En observant ces profils isovaleurs, il semble donc que le maillage ait une influence directe sur le champ des vitesses de déformation. Plus le maillage est fin plus la zone d'intérêt est fine. Ceci montre qu'il y a un phénomène de localisation du gradient des vitesses fortement lié au maillage. Ceci est un phénomène connu dans les problèmes de localisation, notamment lors de simulation numérique de mise en forme, appelé "pathologie" de maillage.

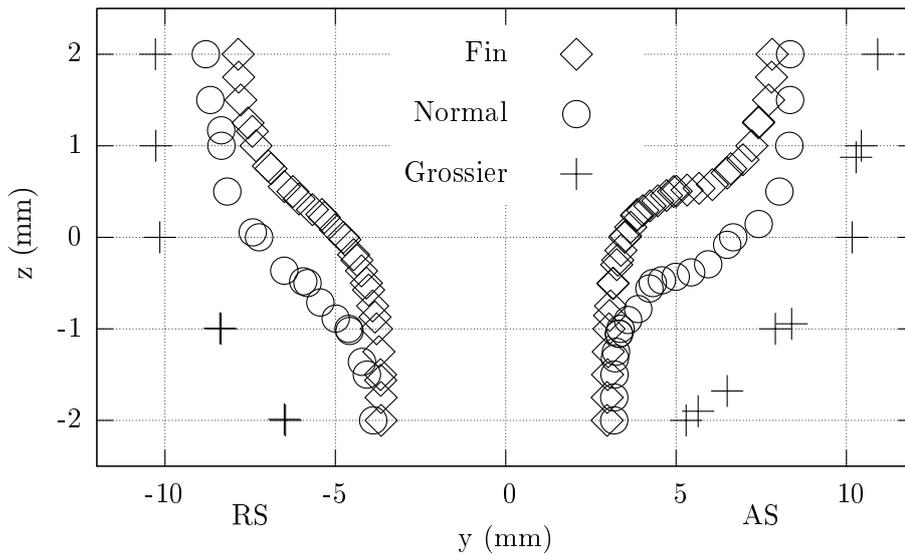


FIGURE 3.7 – Influence du maillage sur la forme des cordons - courbe isovaleur $\epsilon_{eq} = 1s^{-1}$

3.2.2 Influence de la taille de la "boîte"

Afin de limiter les temps de calcul, seule une partie de la tôle soudée a été modélisée. Cette partie sera appelée par la suite la "boîte". Sur les faces extérieures du volume modélisé, des conditions aux limites sont appliquées. Elles sont choisies de manière à respecter au mieux la physique du procédé. Cependant, certaines ont été choisies de manière à simplifier le calcul. Il faut vérifier si le domaine modélisé est suffisamment grand pour que ces conditions ne faussent pas la solution. En effet, la taille du domaine a un impact direct sur la conduction de la chaleur puisque des flux de chaleur sont échangés sur chacune des interfaces avec l'extérieur ou la partie non modélisée de la tôle. Pour répondre à l'interrogation concernant la taille de la "boîte" minimale, cinq géométries ont été utilisées à partir de la géométrie présentée au paragraphe 3.1.1. La taille des mailles est la même pour chacun des calculs, la seule modification est la taille du carré de base. Cinq longueurs L_t sont considérées : 60mm, 80mm, 100mm (géométrie initiale), 120mm et 140mm. Tous les autres paramètres sont les mêmes d'une simulation à l'autre. Comme pour l'influence de la taille du maillage, deux aspects sont à analyser : thermique et cinématique.

La figure 3.8 présente la répartition de la température sur une ligne située à mi-épaisseur, à 2,5mm de la ligne de soudure pour différentes tailles de "boîtes". On constate que la taille de "boîte" n'influence pas la température maximale tant que celle-ci reste supérieure à 80mm. On trouve en effet pour les quatre "boîtes" les plus grandes : 446°C au degré près. Pour la plus petite "boîte", la température maximale est de 458°C. La taille de la "boîte" n'influence pas la montée en température du cycle thermique. En revanche, elle modifie le refroidissement du matériau à l'arrière de l'outil. Il faut atteindre une taille de "boîte" de 100mm pour ne plus avoir cet effet.

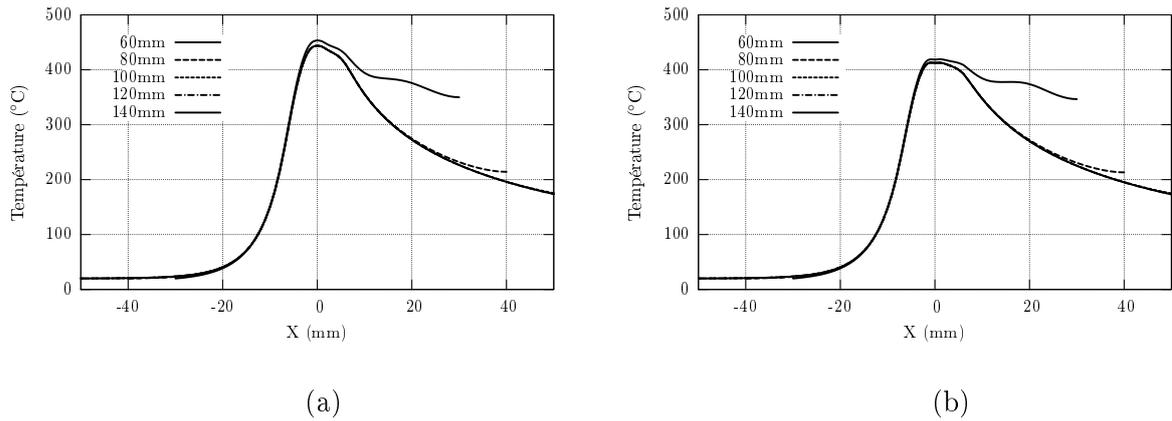


FIGURE 3.8 – Influence de la taille de la "boîte" sur la répartition de la température suivant une ligne à 2,5mm de la ligne de soudure à mi-épaisseur : (a) côté AS, (b) côté RS

Il est nécessaire aussi de caractériser l'influence de la taille de la zone modélisée sur les résultats mécaniques. La vitesse de déformation maximale observée est égale à $750s^{-1}$ pour les trois longueurs les plus grandes et vaut $772s^{-1}$ et $763s^{-1}$ respectivement pour 60mm et 80mm. La morphologie des zones isovaleurs est identiques pour les trois longueurs maximales également. Afin d'illustrer ce propos, la figure 3.9 présente la forme des joints soudés ainsi que les longueurs caractéristiques correspondantes aux grandeurs mesurées expérimentalement pour les différentes tailles de "boîte" (voir paragraphe 3.3.5 pour justification de ces grandeurs).

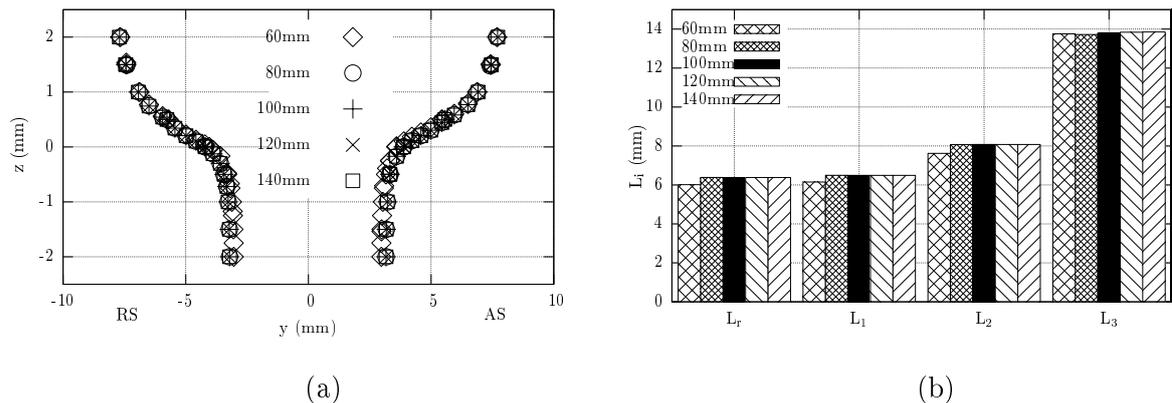


FIGURE 3.9 – Influence de la taille de la "boîte" sur la forme des joints dans le plan $x=0$: (a) courbes isovaleurs pour $\dot{\epsilon}_{eq} = 100s^{-1}$, (b) longueurs caractéristiques

Pour la forme des joints soudés, les courbes sont superposables à partir de 80mm. En affinant l'échelle de comparaison i.e. en calculant les grandeurs caractéristiques, c'est à partir de 100mm que les résultats sont identiques. Du point de vue cinématique, la taille de la zone minimale semble être de 100mm.

En prenant en compte les résultats thermiques et mécaniques, la taille de la zone à modéliser doit être au minimum de 100mm afin de ne pas faire apparaître d'effets de conditions aux limites qui peuvent perturber la solution. La longueur de 100mm présentée précédemment est

donc justifiée et est conservée pour le reste de l'étude.

3.3 Validation du modèle

Après avoir effectué les choix numériques qui ont été présentés précédemment, il est nécessaire de calibrer le modèle et de vérifier ensuite son caractère prédictif. Dans un premier temps, la méthodologie suivie permettant de comparer les résultats expérimentaux et numériques est exposée. Ensuite, l'influence des paramètres principaux à identifier est présentée. Après cela, les paramètres sont identifiés à partir des données expérimentales. Enfin, une vérification sur la forme des joints soudés ainsi qu'une méthode de détermination de défaut sont proposées.

3.3.1 Concordance espace-temps

La comparaison des mesures expérimentales et des résultats numériques n'est pas immédiate. En effet, les mesures expérimentales permettent de connaître à une position donnée l'évolution de la température en fonction du temps. Les résultats numériques donnent la répartition de la température dans la tôle en régime stationnaire. Nous allons faire l'hypothèse que toutes les mesures de cycles thermiques sont effectuées en régime stationnaire : si on place des thermocouples sur la même ligne (même y et même z), nous observons des cycles thermiques superposables et décalés dans le temps (voir figure 3.10). On considère pour cet exemple deux thermocouples T_{h1} et T_{h2} séparés d'une distance d et d'un décalage temporel Δt .

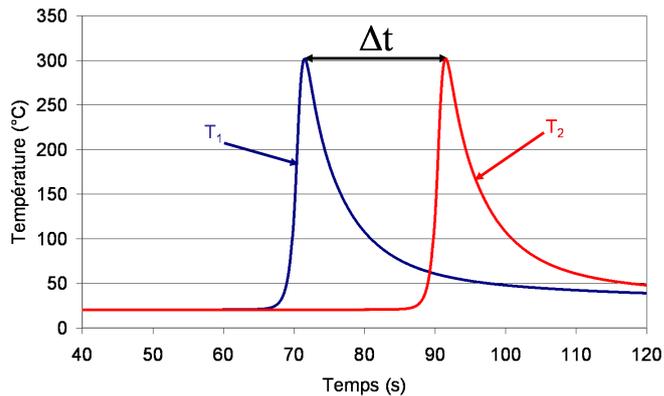


FIGURE 3.10 – Cycles thermiques en régime stationnaire pour une valeur de y et z données et deux valeurs de x : thermocouples T_{h1} et T_{h2}

Ce temps, Δt , correspond au temps nécessaire pour parcourir la distance, d , séparant les deux thermocouples à la vitesse V , vitesse d'avance de l'outil :

$$\Delta t = \frac{d}{V} \quad (3.7)$$

Si l'on considère une infinité de thermocouples, on peut effectuer le raisonnement inverse et déterminer la distance séparant deux thermocouples en fonction de la vitesse d'avance de l'outil et l'écart en temps entre les deux thermocouples :

$$d = \Delta t V \quad (3.8)$$

De ce fait, une concordance entre temps et espace est possible pour faire le lien entre résultat expérimental, courbe température/temps, et résultat numérique, courbe température/position. Il suffit d'utiliser la vitesse d'avance de l'outil et la fréquence d'échantillonnage de la mesure ou encore la résolution temporel Δt_{mesure} . Cette méthode permet donc d'obtenir les courbes de référence qui permettent de déterminer les paramètres du modèle. A titre d'exemple, les lignes considérées pour l'essai Référence sont présentées sur la figure 3.11.

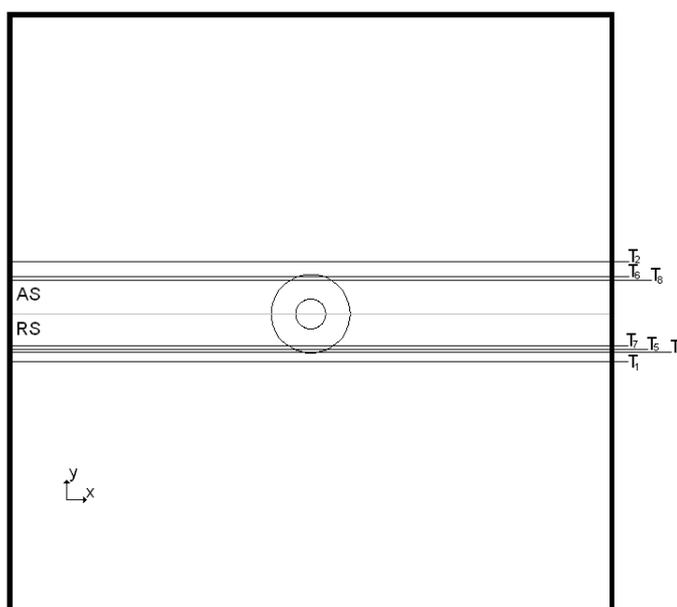


FIGURE 3.11 – Lignes correspondant aux thermocouples, utilisées pour calibrer le modèle numérique dans le cas de l'essai de référence

3.3.2 Influence du coefficient de partage de la chaleur β

Le coefficient de partage de la chaleur, β , intervient directement dans la relation 3.5 permettant de déterminer la source de chaleur due aux dissipations visqueuses du fluide. Son augmentation entraîne une augmentation de la source de chaleur et ainsi une augmentation de la température maximale de pic. Réciproquement sa diminution entraîne une diminution de la température. La figure 3.12 présente l'influence de β sur le cycle thermique du thermocouple T_{h6} pour l'essai de référence.

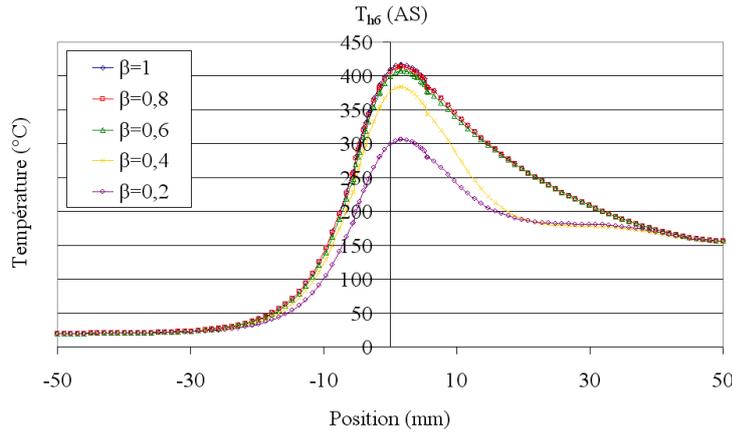


FIGURE 3.12 – Influence du coefficient de partage β sur le cycle thermique du thermocouple T_{h6} (6,3mm, à mi-épaisseur, AS) de l'essai de référence ($V = 500\text{mm}\cdot\text{min}^{-1}$, $\omega = 900\text{tr}\cdot\text{min}^{-1}$)

A partir d'une valeur inférieure à 0,5, β a un impact sur la température maximale atteinte lors du soudage. De plus, à partir d'une certaine valeur, environ $\beta = 0,5$, la forme des cycles thermiques est modifiée. En effet, la pente du refroidissement à l'arrière de l'outil diminue. Ceci est dû au fait que moins de chaleur est créée par dissipation visqueuse et la majorité de cette chaleur est évacuée au travers de la surface inférieure.

3.3.3 Influence des coefficients d'échange h_{inf} et h_{lat}

h_{inf} et h_{lat} sont les coefficients d'échange permettant de prendre en compte l'échange de la tôle avec respectivement la plaque-support et les parties latérales. Pour un premier calcul, même si les échanges sont de natures différentes, les deux coefficients ont été choisis égaux à $300\text{W}\cdot\text{m}^{-2}\text{K}^{-1}$ en utilisant une valeur proche de celles de la littérature [Bas06] [KBC08]. La figure 3.13 présente l'influence de h_{lat} sur le cycle thermique du thermocouple T_{h6} pour l'essai de référence.

Il apparaît donc que h_{lat} n'influence pas les cycles thermiques considérés. En effet, la proportion de chaleur s'échappant au travers des surfaces latérales est de 0,48%, 1,1%, 2,1% respectivement pour $h_{lat} = 300\text{W}\cdot\text{m}^{-2}\text{K}^{-1}$, $h_{lat} = 1000\text{W}\cdot\text{m}^{-2}\text{K}^{-1}$, $h_{lat} = 2000\text{W}\cdot\text{m}^{-2}\text{K}^{-1}$. Ces variations sont négligeables. La valeur initiale de $300\text{W}\cdot\text{m}^{-2}\text{K}^{-1}$ est donc conservée par la suite.

La figure 3.14 présente l'influence de h_{inf} sur le cycle thermique du thermocouple T_{h6} pour l'essai de référence.

h_{inf} modifie de manière importante le refroidissement à l'arrière du pion. Ceci vient du fait que, plus ce coefficient est important plus la quantité de chaleur échangée est élevée. Etant donné qu'il y a un équilibre thermique stationnaire, ceci entraîne une quantité de chaleur plus faible convectée à l'arrière de l'outil. h_{inf} modifie également la température maximale atteinte. Ce paramètre a donc deux impacts sur les cycles thermiques.

Le tableau 3.2 permet de faire une synthèse des résultats en répertoriant les flux de chaleur

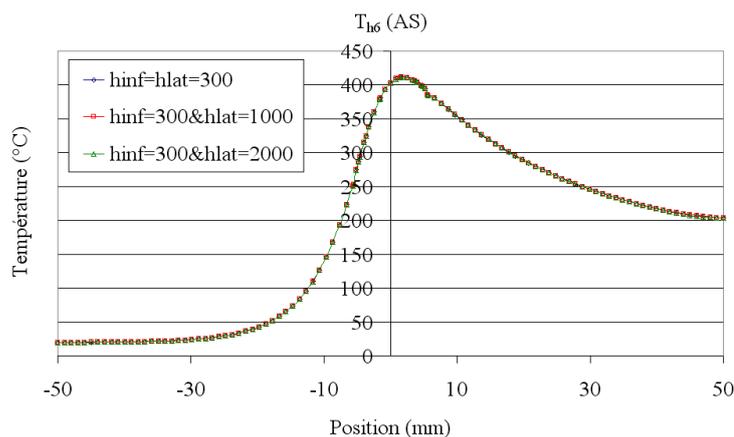


FIGURE 3.13 – Influence de h_{lat} sur le cycle thermique du thermocouple T_{h6} (6,3mm, à mi-épaisseur, AS) de l'essai de référence ($V = 500\text{mm}\cdot\text{min}^{-1}$, $\omega = 600\text{tr}\cdot\text{min}^{-1}$)

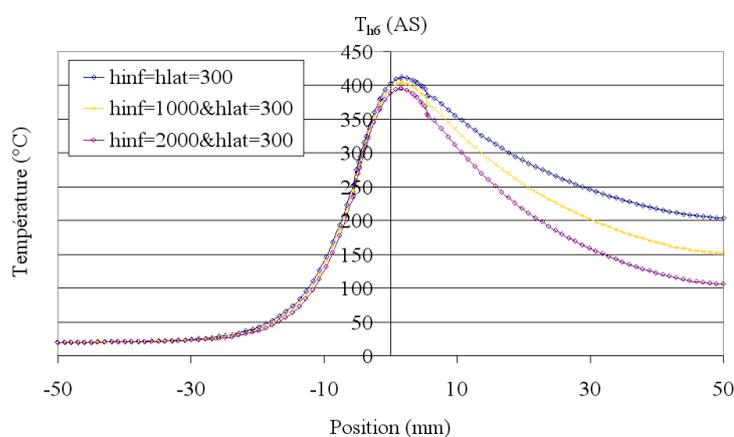


FIGURE 3.14 – Influence de h_{inf} sur le cycle thermique du thermocouple T_{h6} (6,3mm, à mi-épaisseur, AS) de l'essai de référence ($V = 500\text{mm}\cdot\text{s}^{-1}$, $\omega = 900\text{tr}\cdot\text{min}^{-1}$)

à travers les différentes surfaces pour un jeu de paramètres fixés et pour différentes valeurs de h_{inf} et h_{lat} .

3.3.4 Identification des paramètres

La loi de comportement ayant été identifiée sur des essais expérimentaux, elle sera considérée comme fixe et ne fera pas l'objet de modification. Lors de la présentation du modèle, des paramètres inconnus a priori car difficiles à déterminer ont été introduits : coefficients d'échanges entre la tôle et le reste du domaine ainsi que β . Par exemple, le coefficient d'échange entre la plaque-support et la tôle est très difficile à déterminer car le contact thermique dépend de la nature des matériaux en contact, de l'état de surface des surfaces de contact ainsi que de la pression de contact. Pour le coefficient caractérisant l'échange sur les faces latérales, son influence est négligeable et ce paramètre a été fixé comme vu précédemment. Il reste ainsi deux paramètres à

$W.m^{-2}K^{-1}$	$Q_{entrée}$		Q_{lat}		Q_{sortie}		Q_{inf}		Q_{air}		Q_{total}
Référence	43	3,5%	5	0,48%	931	76,5%	224	18,4 %	14	1,2%	1217
$h_{lat} = 1000$	43	3,5%	14	1,1 %	923	75,8%	224	18,4 %	14	1,1 %	1218
$h_{lat} = 2000$	43	3,5%	26	2,1 %	912	74,9%	222	18,2 %	14	1,2%	1217
$h_{inf} = 1000$	42	3,2%	3	0,2%	628	48,4 %	612	47,2%	12	0,9 %	1297
$h_{inf} = 2000$	42	3,0 %	2	0,1%	376	26,9 %	969	69,3 %	9	0,6%	1398

TABLEAU 3.2 – Flux de chaleur s'échappant à travers les différentes surfaces extérieures du domaine en $W.m^{-2}$. Lorsque cela n'est pas précisé $h_{inf} = 300W.m^{-2}K^{-1}$ et/ou $h_{lat} = 300W.m^{-2}K^{-1}$

identifier : β et h_{inf} .

Ces deux paramètres ont un impact direct sur la répartition de la température au sein de la tôle. Il est montré dans ce qui précède que, si l'on s'intéresse aux cycles thermiques, β et h_{inf} ont deux influences différentes et dissociées :

- β modifie la température de pic, soit la température maximale atteinte,
- les coefficients d'échanges modifient la forme des cycles et notamment le refroidissement à l'arrière de l'outil ainsi que la température de pic.

h_{inf} et β ont été identifiés par méthode inverse pour que la réponse thermique calculée soit en accord quantitatif avec la mesure des thermocouples dans le cas de l'essai de référence. Le coefficient h_{inf} est recherché de manière à obtenir des courbes de refroidissement en adéquation entre simulation et expérience. β est calibré afin d'obtenir des températures de pic proches de l'expérience. En se basant sur cette méthodologie, h_{inf} a été identifié à une valeur de $300W.m^{-2}K^{-1}$ et β à 0,32. La figure 3.15a montre la bonne concordance entre résultat numérique et les mesures expérimentales. Pour vérifier la pertinence de cette identification, nous avons effectué des simulations des essais Froid et Rapide avec ce jeu de paramètres. La figure 3.15b illustre la comparaison entre expérience et simulation dans le cas de l'essai Froid. La température est légèrement surestimée (une trentaine de degrés) mais les pentes de montée en température et refroidissement sont en adéquations avec les courbes expérimentales. Ce type d'observations est valable pour l'essai Rapide. De ce fait, le modèle peut être caractérisé comme prédictif dans le domaine de soudage considéré.

3.3.5 Géométrie des joints

Le modèle a donc été validé d'un point de vue thermique. Il est maintenant nécessaire de vérifier les résultats obtenus concernant les champs mécaniques. Afin de déterminer la forme des joints soudés des auteurs ont utilisé différentes grandeurs calculées dans les simulations numériques. La répartition des températures dans la tôle [FBS07, SK03a] ou de la déformation plastique [SH04, XD02, XD03, XD08, ZZC07] permettent des comparaisons avec les résultats expérimentaux. En se basant sur les travaux de Colegrove *et al.* [CS05b, CS06], une corrélation est cherchée entre la répartition de vitesse de déformation et la morphologie du joint soudé. La figure 3.16 présente la répartition de la vitesse de déformation, dans une coupe perpendiculaire à l'avance de l'outil passant par son centre (plan $x=0$) ainsi que la coupe macrographique correspondante pour l'essai de référence. Pour faciliter la comparaison, l'échelle est similaire sur les

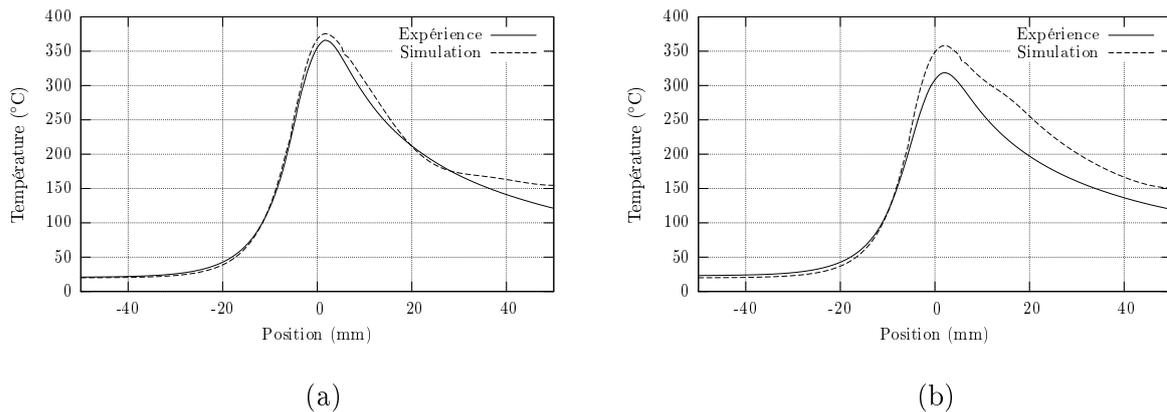


FIGURE 3.15 – Identification des paramètres h_{inf} et β : (a) essai Référence1 T_{h6} (5,3mm, à mi-épaisseur, côté AS), (b) essai Froid1 T_{h8} (5,3mm, à mi-épaisseur, côté AS)

deux figures : le pion a un diamètre de 5mm.

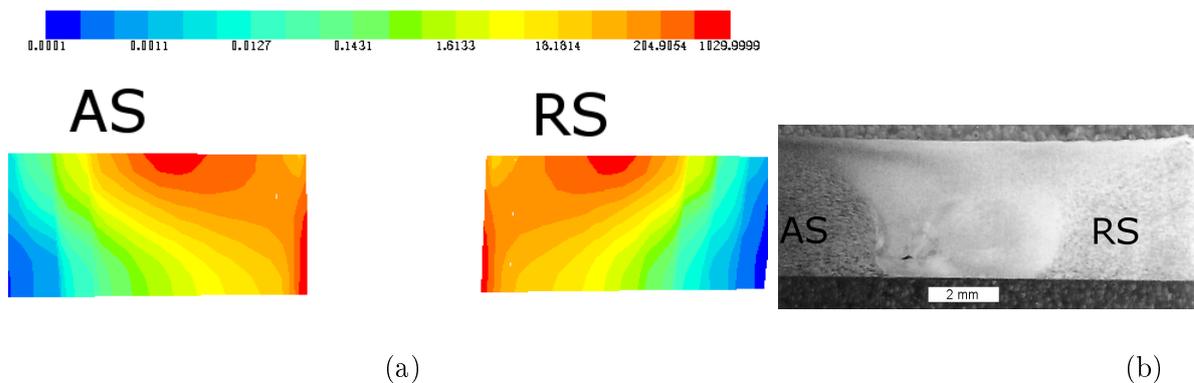


FIGURE 3.16 – Coupe perpendiculaire à la direction de soudage pour l’essai de référence : (a) répartition des vitesses de déformation sous FLUENT (le pion a un diamètre de 5mm), (b) observation macroscopique

Une faible dissymétrie apparaît entre le côté AS et le côté RS. La zone d’action de l’épaulement est observable facilement et correspond aux valeurs de vitesse de déformation les plus grandes. Plus bas dans la soudure, ces vitesses sont localisées proche du pion. Ceci tend donc à montrer l’apparition d’une couche limite au bord de l’outil comme cela a pu être observé expérimentalement.

Afin de permettre des comparaisons plus quantitatives des résultats obtenus, il est nécessaire de choisir un critère permettant de définir la ZATM et le noyau. Conscient des problèmes de pathologie de maillage lors de l’apparition de phénomène de localisation (voir paragraphe 3.2.1), le critère proposé sera effectif pour le maillage considéré. Pour déterminer ce critère, des courbes isovaleurs sont tracées dans le plan $x=0$ pour trois valeurs de la vitesse de déformation : $1s^{-1}$, $10s^{-1}$, $100s^{-1}$. La figure 3.17 présente l’influence de la valeur de la vitesse de déformation sur la morphologie du joint soudé.

La figure 3.17 montre que la forme des isovaleurs dépend de la valeur de la vitesse de déformation. Les longueurs caractéristiques des joints soudés définies dans la partie 1.6.1 sont calculées en utilisant les courbes isovaleurs $1s^{-1}$, $10s^{-1}$, $100s^{-1}$ afin d'être comparées aux valeurs expérimentales. Ces valeurs sont répertoriées sur la figure 3.18.

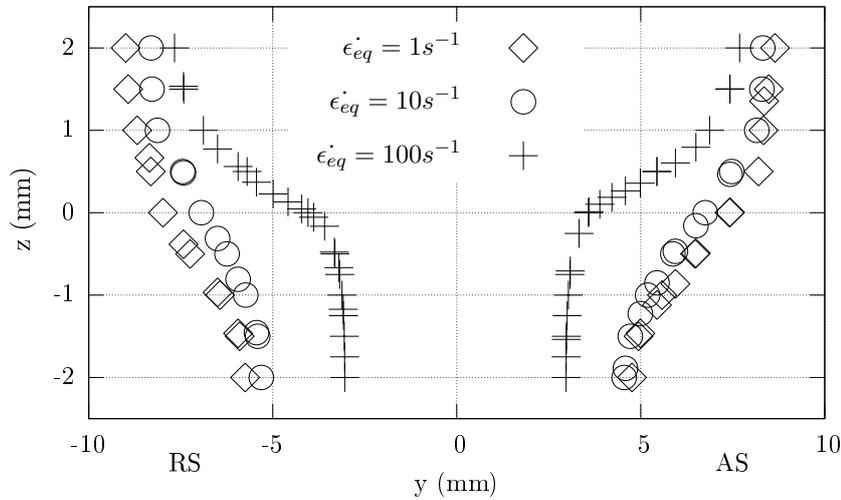


FIGURE 3.17 – Courbes isovaleurs de $\dot{\epsilon}_{eq}$ pour la détermination la forme du joint soudé pour l'essai de référence ($V = 500\text{mm}\cdot\text{min}^{-1}$, $\omega = 600\text{tr}\cdot\text{min}^{-1}$) dans le plan $x=0$

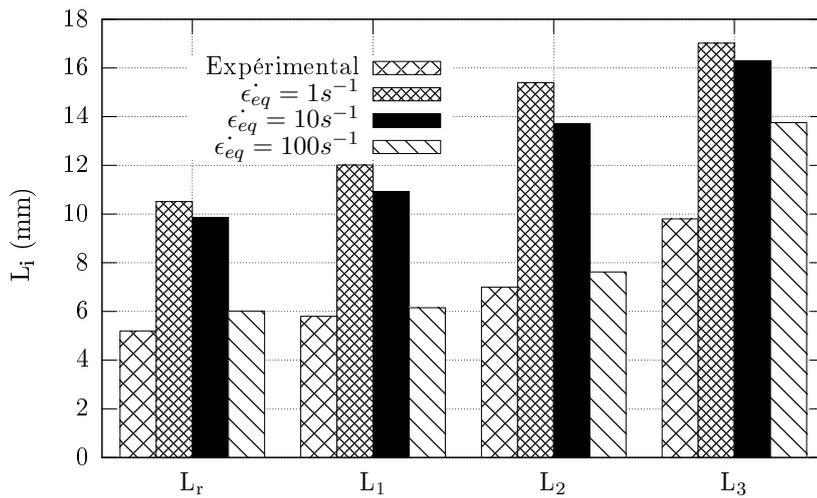


FIGURE 3.18 – Comparaison des longueurs caractéristiques définies dans le paragraphe 1.6.1 aux valeurs numériques pour l'essai Référence

La valeur de $100s^{-1}$ semble la plus appropriée pour l'établissement de la forme des joints soudés puisqu'elle permet la meilleure corrélation entre expérience et simulation. Il faut tout de même noter que le rôle de l'épaulement est surévalué puisque la longueur L_3 est surestimée d'environ 40%. Ce critère, défini pour un jeu de paramètres, doit être appliqué à d'autres combinaisons de paramètres afin de vérifier son caractère intrinsèque. Ainsi, pour l'essai Froid et l'essai Rapide, les longueurs caractéristiques ont été déterminées numériquement. La figure 3.19 présente la comparaison avec les valeurs expérimentales.

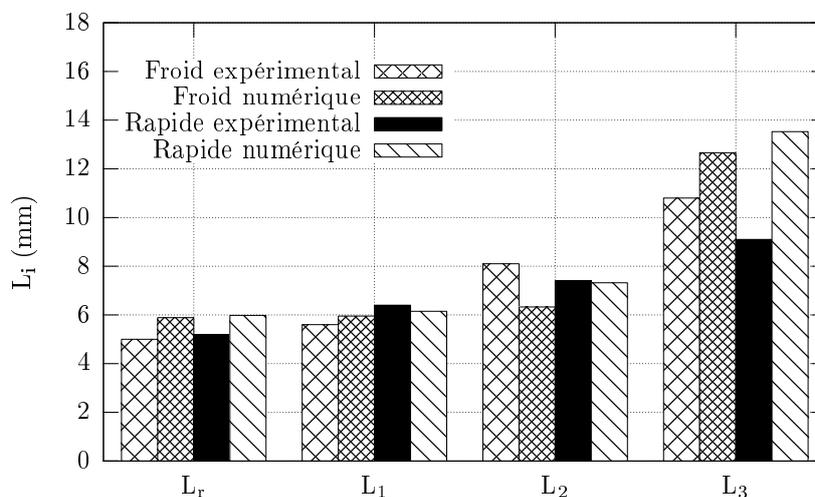


FIGURE 3.19 – Comparaison des longueurs caractéristiques définies dans le paragraphe 1.6.1 aux valeurs numériques pour les essais Froid et Rapide

Une bonne corrélation apparaît ici également pour les longueurs L_r , L_1 et L_2 . La longueur L_3 est également surestimée pour ces deux jeux de paramètres. Dès lors, on peut considérer que le modèle permet, dans le domaine considéré, de déterminer la forme des joints soudés en partie basse de la soudure.

3.3.6 Détection des défauts

Afin de déterminer la présence éventuelle de défauts, la répartition des normes des vitesses (appelées plus simplement dans la suite vitesses) dans des coupes perpendiculaires à la ligne de soudure, passant par le centre de l'outil est analysée. La figure 3.20 présente les résultats obtenus pour les essais Référence, Froid et Rapide ainsi que les macrographies correspondantes. Pour toutes les images le côté RS est le côté gauche et le côté AS le côté droit.

Dans les différentes figures concernant les résultats numériques, une zone de faible vitesse apparaît en pied de soudure côté AS. La taille de cette zone dépend des paramètres process (vitesses d'avance et de rotation). La localisation de cette zone correspond à la zone où les défauts de type tunnel sont observés expérimentalement. La figure 3.21 présente les vecteurs vitesses dans cette zone pour les différents essais. De manière qualitative on trouve que la taille du défaut prédite est, de manière similaire à l'expérience, plus grande dans le cas Référence que dans le cas Rapide. Il est à noter également que dans le cas Rapide le défaut est plus proche du centre

de la soudure que dans le cas Référence ce qui est vérifié expérimentalement.

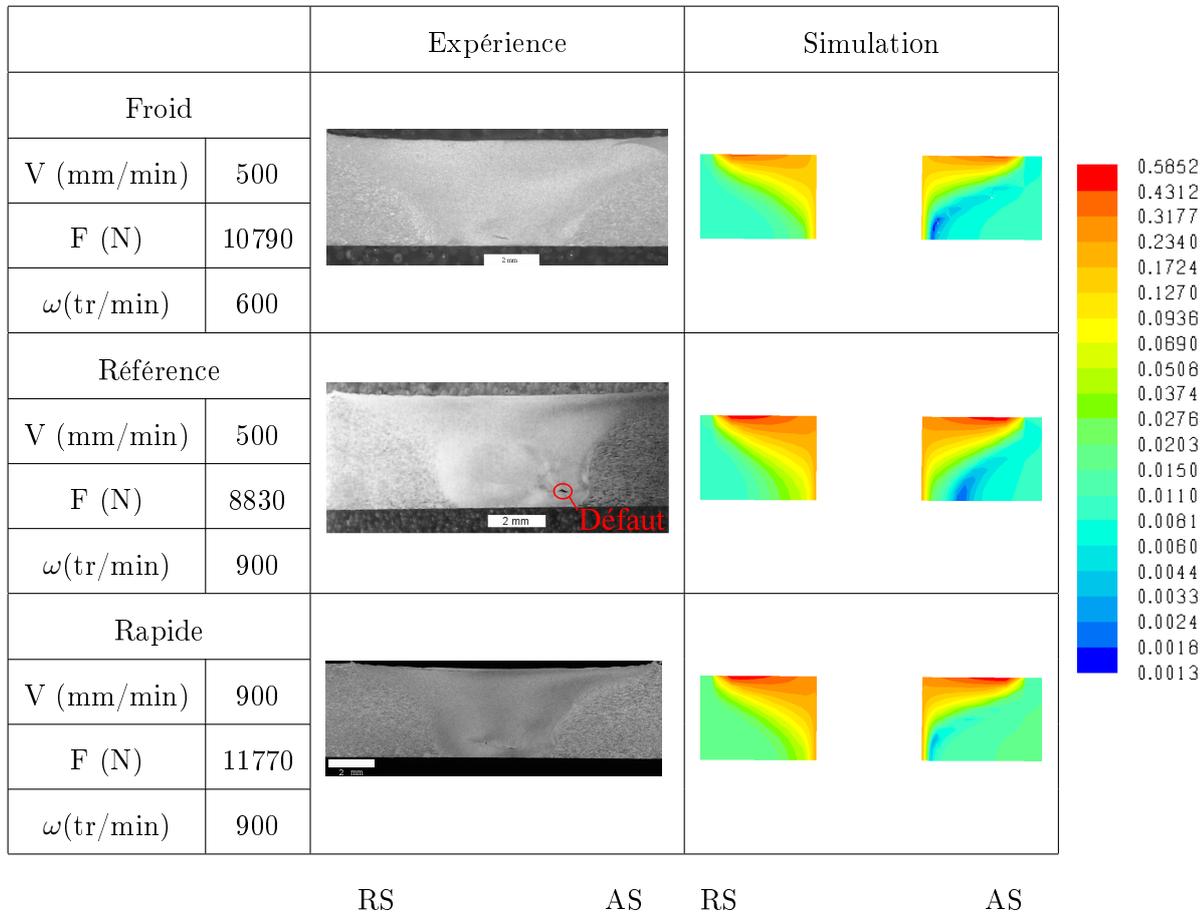


FIGURE 3.20 – Comparaison macrographies des cordons et répartition des vitesses (m/s) : coupe perpendiculaire à la ligne de soudure (plan $x=0$) (le pion a un diamètre de 5mm)

La zone de faible vitesse observée sur la figure 3.20 correspond à l'interface entre le mouvement d'avance de l'outil (imposé ici par la vitesse d'avance) que l'on voit apparaître sur la partie droite de chacune des vues de la figure 3.21 et le mouvement de rotation imposé par la rotation de l'outil. Ceci tend à créer une zone de vide de matière.

Ainsi, les différentes comparaisons avec les observations expérimentales semblent montrer la possibilité de prédire des défauts de type tunnel en observant la répartition de la vitesse des particules. Ces défauts correspondraient à de faibles vitesses présentes dans la zone correspondant à la transition entre le mouvement d'avance imposé à l'outil et le mouvement de rotation imposé par l'outil aux particules à son contact. Il serait donc nécessaire de diminuer la taille de cette zone afin de diminuer le risque de défaut.

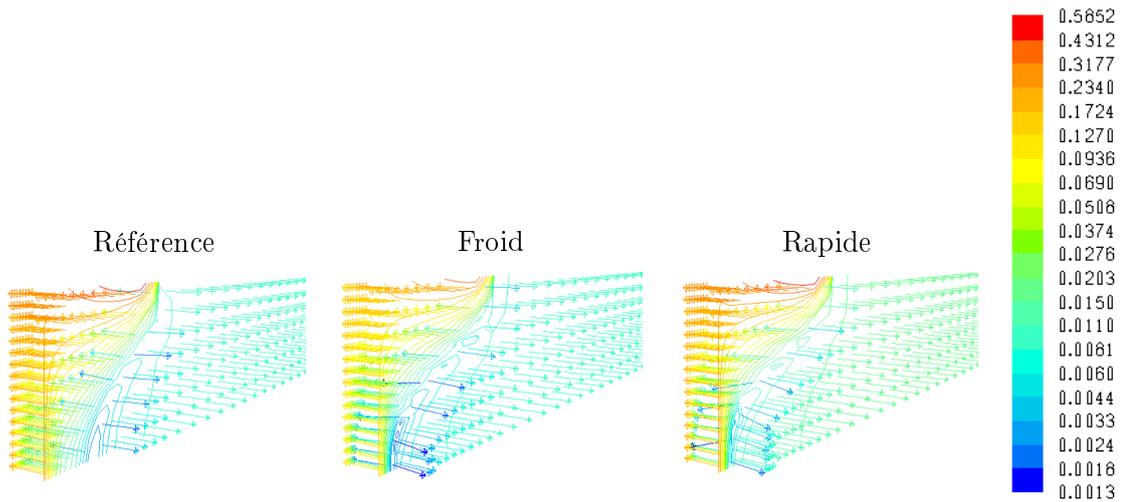


FIGURE 3.21 – Vecteurs vitesse et isovaleurs de vitesse (m/s) dans la zone de défaut pour les essais Référence, Froid et Rapide

3.3.7 Lignes d'écoulement

La simulation numérique permet de voir les lignes d'écoulement pendant le soudage. Ces lignes d'écoulement permettent de déterminer le trajet des particules. Pour représenter un feuillard longitudinal, des particules ont été choisies le long de l'épaisseur sur la face Entrée du fluide et sur la ligne de soudure (voir figure 3.22). La figure 3.23 présente les lignes d'écoulement de ces particules. Afin de mettre en évidence la position finale des particules, sur la figure 3.23b le plan $y=0$ apparaît. Ce plan est la frontière entre côté AS et côté RS.

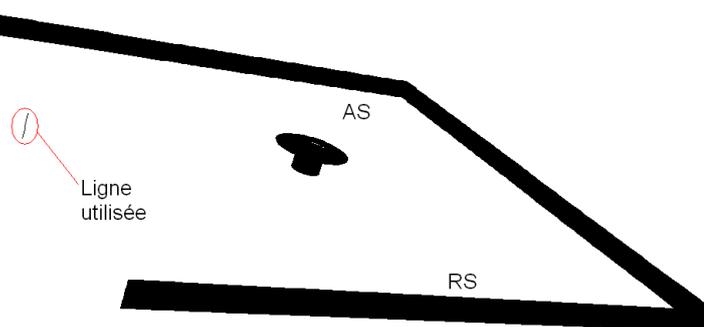


FIGURE 3.22 – Lignes utilisées pour visualiser les lignes d'écoulement présentées sur la figure 3.23

La figure 3.23 montre que le mouvement de la matière n'est pas le même suivant la position dans l'épaisseur. Les particules situées en partie haute de la soudure, sur la ligne de soudure, ont une position finale située côté AS. Pour les particules situées en partie basse de la soudure, c'est le contraire, la position finale est du côté RS. Les résultats sont en accord avec les résultats expérimentaux du paragraphe 1.6.2.

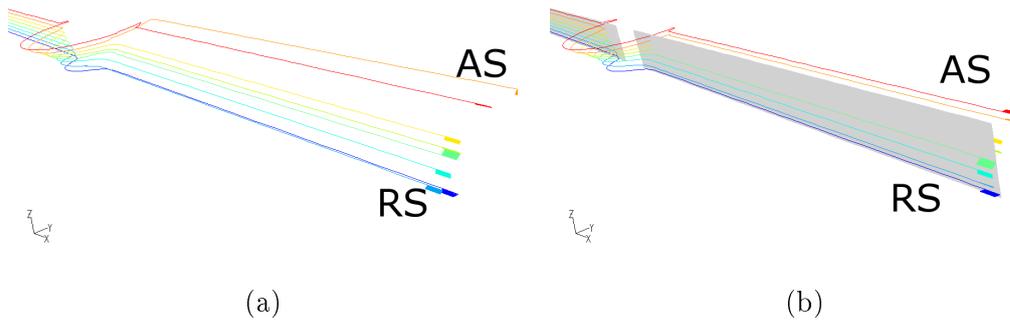


FIGURE 3.23 – Lignes d’écoulement de l’essai Référence pour des particules situées sur le feuillard longitudinal : (a) sans et (b) avec le plan $y=0$

La figure 3.24 présente les lignes d’écoulement pour des particules situées dans des plans parallèles aux surfaces supérieure et inférieure. L’altitude z est donnée par rapport au centre de la tôle. Ainsi $z=0$ correspond au plan à mi-épaisseur. Les particules sont situées sur la surface Entrée et forment une ligne située de manière symétrique par rapport à la ligne de soudure à une distance maximale de deux fois le diamètre de l’épaulement.

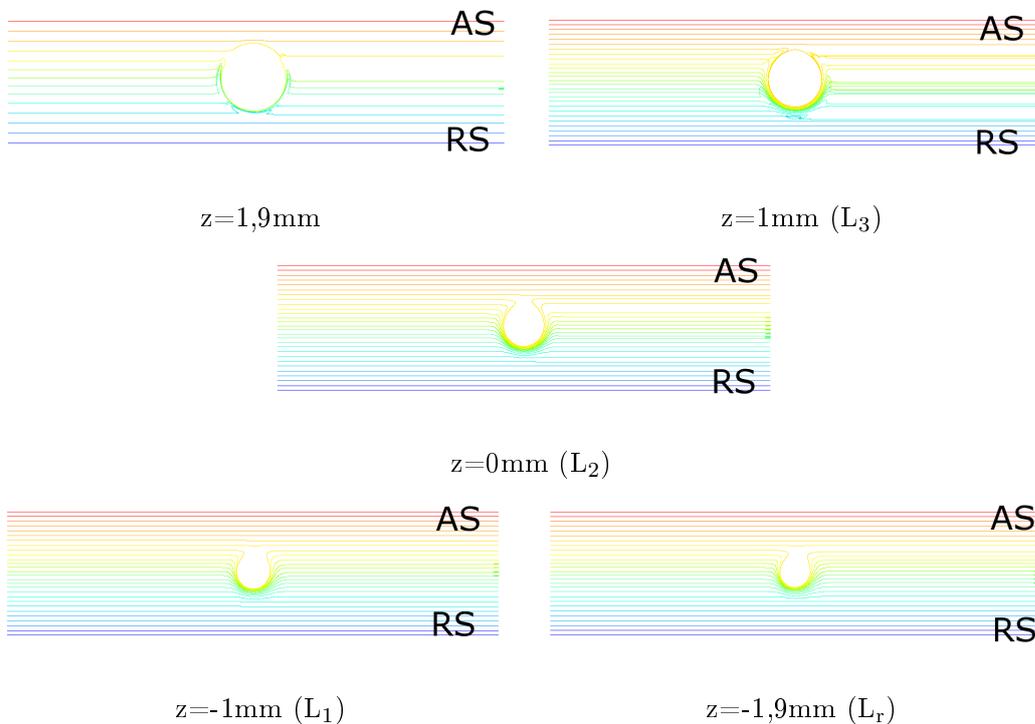


FIGURE 3.24 – Lignes d’écoulement de l’essai Référence pour des plans parallèles à différentes positions dans l’épaisseur

La figure 3.24 montre donc que plus on se place en position basse dans la soudure plus la taille de la zone de rotation autour de l’outil diminue. Ceci montre donc le rôle prépondérant de l’épaulement en partie haute de la soudure. Pour les positions $z=0\text{mm}$, $z=-1\text{mm}$ et $z=-1,9\text{mm}$, les lignes d’écoulement sont similaires, ce qui montre la limite de la zone d’action de l’épaulement.

La zone de transition est donc située entre les altitudes $z=1\text{mm}$ et $z=0\text{mm}$ qui correspondent respectivement aux longueurs L_2 et L_3 . Ceci est en accord avec les observations de l'étude expérimentale (paragraphe 1.6.1). De plus, les particules situées du côté AS parcourent une plus grande distance que celle du côté RS puisqu'il y a adhérence du fluide à la paroi et donc les particules tournent avec l'outil.

Afin de mieux comprendre et analyser la zone de rotation apparaissant autour de l'outil, les lignes d'écoulement de particules positionnées en fond de soudure ($z=-1,9\text{mm}$), perpendiculairement à la ligne de soudure et initialement alignées avec le centre de l'outil ($x=0$), sont analysées. Les résultats sont présentés sur la figure 3.25. Cette figure met en évidence la présence de fluide tournant avec l'outil avant d'être expulsé de cette zone de rotation. Il apparaît que les particules effectuent plusieurs tours avant de quitter cette zone. Ceci est en accord avec les observations expérimentales. De plus, la matière à déposer derrière l'outil est "prélevée" sur les côtés de l'outil. Ceci est également en accord avec les observations expérimentales puisque le feuillard transversal, côté AS est transporté à l'avant de l'outil.

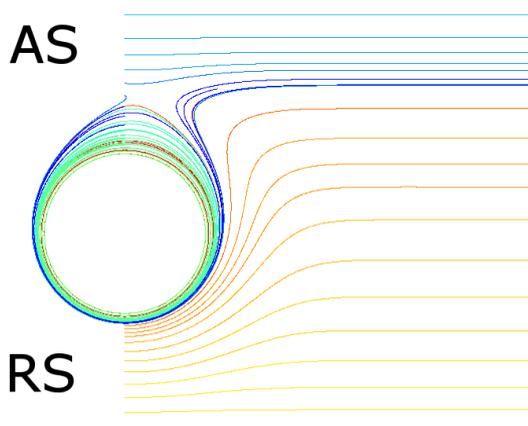


FIGURE 3.25 – Lignes d'écoulement de particules situées en fond de soudure, perpendiculairement à la direction de soudage, initialement alignées avec le centre de l'outil ($x=0$)

Lors de l'utilisation d'outils filetés, les particules sont animées d'un mouvement vertical ascendant ou descendant suivant l'épaisseur [San07]. Nos observations expérimentales n'ont pas permis de vérifier ce phénomène pour des outils non filetés. Pour visualiser cet aspect, les lignes d'écoulement de particules situées initialement sur la face Entrée sont tracées. Trois lignes suivant l'épaisseur sont considérées : sur la ligne de soudure (correspondant au feuillard longitudinal) et à 5mm de la ligne de soudure côté AS et RS. La figure 3.26 présente les résultats obtenus pour l'essai de référence.

La figure 3.26 ne permet pas de mettre en évidence la présence d'un éventuel mouvement vertical dans l'épaisseur. Concernant les conditions aux limites imposées à la surface du pion, aucune composante verticale n'a été mise en place car l'outil n'est pas fileté. Ainsi, l'outil n'impose pas de vitesse verticale alors que dans la littérature, pour prendre en compte les filets, une vitesse verticale est imposée [Bas06], [Jac09], [HJD⁺06]. De plus, le mouvement d'avance de l'outil pourrait entraîner un mouvement vertical de la matière qui doit être expulsée pour laisser passer l'outil. Les résultats ne permettent donc pas de confirmer cette hypothèse. Pour

vérifier cette absence de mouvements verticaux de la matière, des essais expérimentaux avec un fil de cuivre sont prévus (essais similaires à ceux de Sanders [San07] mais avec un outil non fileté).

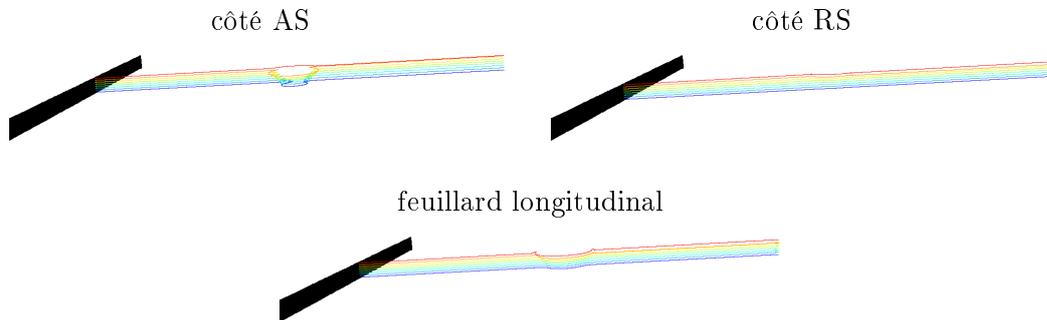


FIGURE 3.26 – Lignes d’écoulement pour des particules réparties sur la face Entrée, suivant l’épaisseur, à 5mm de la ligne de soudure côté AS et RS et sur la ligne de soudure (feuilard longitudinal). La surface Entrée est représentée en noir.

3.4 Influence des paramètres process

Disposant d’un modèle numérique prédictif qui fournit des résultats en accord avec les observations expérimentales, nous étudierons dans cette partie l’influence sur les champs thermo-mécaniques de certains paramètres process : vitesse d’avance, vitesse de rotation de l’outil ou encore géométrie de l’outil.

3.4.1 Influence de la vitesse d’avance

Afin d’étudier l’influence de la vitesse d’avance de l’outil, tous les paramètres du modèle numérique sont conservés identiques au cas Référence et seule la vitesse d’avance est modifiée. Ainsi, dans les cas proposés, $\omega = 900\text{tr.min}^{-1}$ et quatre vitesses d’avance sont considérées : 100mm.min^{-1} , 500mm.min^{-1} (Référence), 900mm.min^{-1} (Rapide), 1300mm.min^{-1} . Comme précédemment, les aspects thermiques et cinématiques sont étudiés.

Résultats thermiques

D’un point de vue physique, la vitesse d’avance a une influence sur la solution thermique puisque plus cette vitesse est grande plus la quantité de chaleur convectée est importante. Ceci se traduit expérimentalement par des cycles thermiques qui sont de plus en plus étroits pour une vitesse d’avance qui augmente. D’un point de vue modélisation, la vitesse des particules apparaît de manière explicite dans le terme de convection dans l’équation de la chaleur. De plus, le problème est couplé donc la température modifie le comportement du matériau donc sa viscosité et de ce fait le terme source de chaleur. De ce fait, la répartition de température doit être différente pour les vitesses d’avance considérées, notamment la largeur des cycles thermiques (avec la concordance espace-temps), mais aussi la valeur maximale de température atteinte. La figure 3.27 présente la répartition de température pour deux lignes situées à mi-épaisseur, à 2,5mm du centre de l’outil, parallèles à l’axe x, côté AS et RS. Le tableau 3.3 répertorie les températures maximales atteintes dans les différentes simulations. La figure 3.28 présente la répartition de la

température dans une coupe perpendiculaire à la direction de soudage.

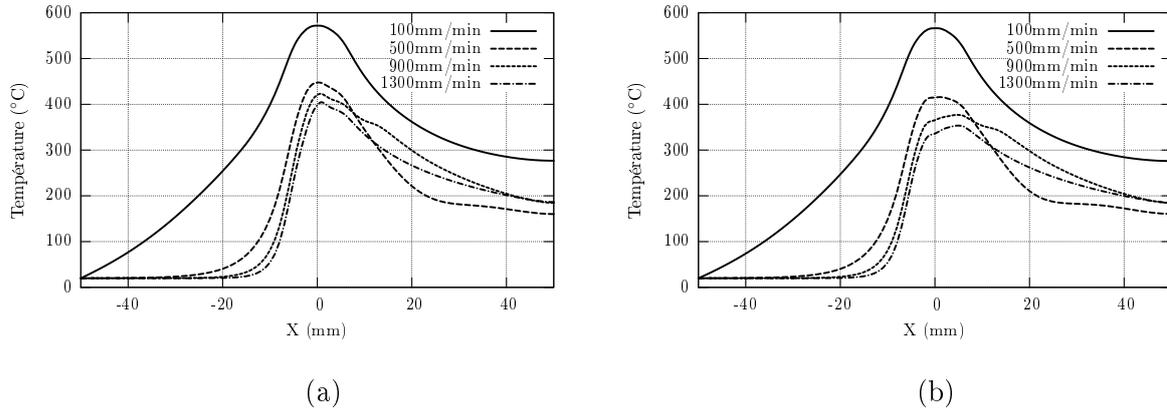


FIGURE 3.27 – Influence de la vitesse d'avance sur la répartition de température sur deux lignes situées à mi-épaisseur, à 2,5mm du centre du repère, parallèle à l'axe x : côté AS (a), côté RS (b)

V (mm.min ⁻¹)	100	500	900	1300
T _{max} (°C)	573	448	430	415

TABLEAU 3.3 – Températures maximales pour les différentes vitesses d'avance considérées

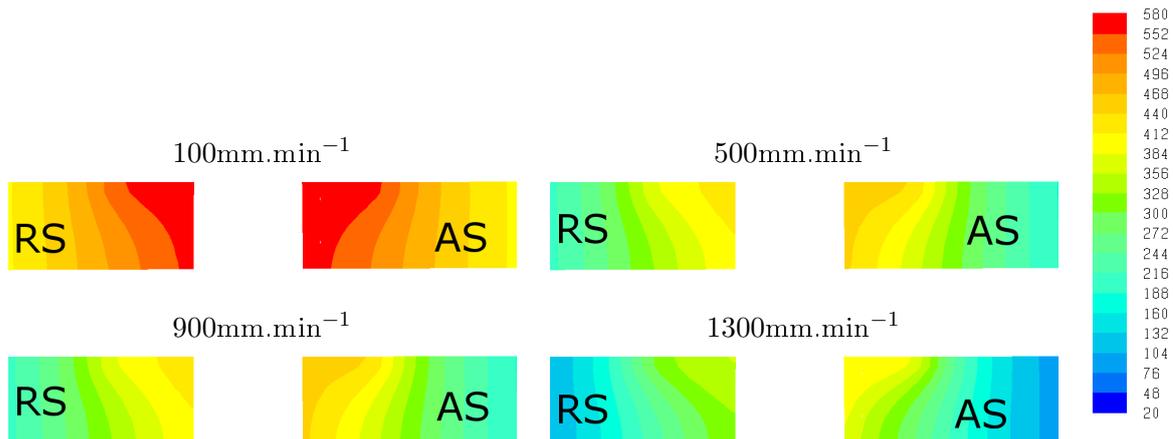


FIGURE 3.28 – Influence de la vitesse d'avance sur la répartition de la température (°C) dans une coupe perpendiculaire à la ligne de soudure (x=0)

Tout d'abord, la température maximale atteinte sur chacune des lignes mais aussi celle obtenue dans le domaine entier augmentent lorsque la vitesse d'avance diminue. En observant la forme des répartitions de température, il apparaît que la montée en température est d'autant plus tardive que la vitesse d'avance est grande. Sur la face de sortie, une tangente horizontale est observable pour chacune des simulations. On constate que lorsque la vitesse d'avance augmente la largeur du pic diminue conformément aux observations expérimentales et à la littérature (par exemple [CQT03]). On n'observe pas d'influence significative de la vitesse d'avance sur la dissy-

métrie entre le côté AS et le côté RS en accord avec les observations expérimentales.

Résultats cinématiques

La figure 3.29 présente la distribution spatiale de la vitesse de déformation équivalente dans des coupes perpendiculaires à la direction de soudage contenant le centre de l'outil. Le tableau 3.4 répertorie les vitesses de déformation maximales atteintes.

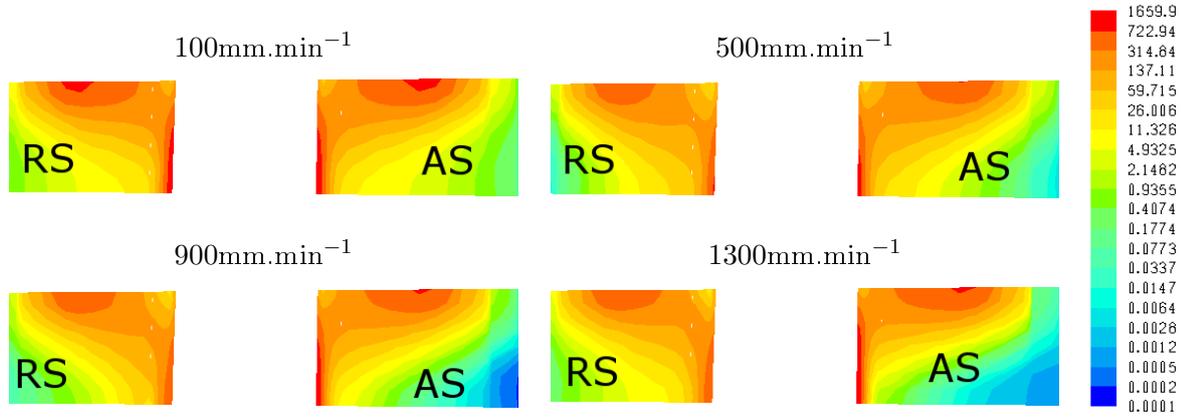


FIGURE 3.29 – Influence de la vitesse d'avance sur la répartition des vitesses de déformation équivalente (s^{-1}) dans une coupe perpendiculaire à la ligne de soudure ($x=0$)

V (mm.min ⁻¹)	100	500	900	1300
$\dot{\epsilon}_{max}$ (s ⁻¹)	1357	1027	1299	1660

TABLEAU 3.4 – Vitesse de déformations maximales pour les différentes vitesses d'avance considérées

L'augmentation de la vitesse d'avance modifie la localisation de la zone de vitesse de déformation maximale. A faible vitesse, cette zone est située à l'extrémité de l'épaulement, là où la vitesse d'entraînement est la plus grande. A plus grande vitesse d'avance cette zone se localise en pied de soudure à l'interface entre l'outil et la pièce. C'est dans ce cas là, la zone d'intersection des deux mouvements de matière : translation et rotation dues aux mouvements de l'outil. Cette zone est située du côté AS. De plus, la zone de grande vitesse de déformation se rétrécit lorsque la vitesse d'avance augmente. Il y a donc un phénomène de localisation. Enfin, à partir de 500mm.min^{-1} , il y a une accentuation du phénomène de localisation avec la vitesse d'avance qui augmente.

Comme précédemment, il est possible de tracer la forme des cordons de soudure à partir des résultats numériques et en utilisant des courbes isovaleurs de vitesses de déformation. De plus, les longueurs caractéristiques des joints sont également calculées. Ces résultats sont présentés sur la figure 3.30.

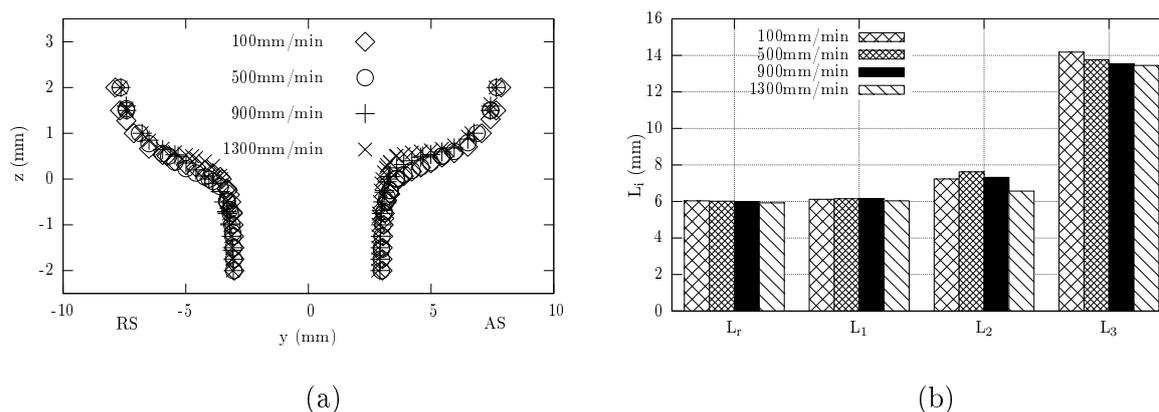


FIGURE 3.30 – Influence de la vitesse d’avance sur la forme des joints dans le plan $x=0$: (a) courbes isovalues pour $\dot{\epsilon}_{eq} = 100s^{-1}$, (b) longueurs caractéristiques

La vitesse d’avance semble ne pas avoir d’influence sur la partie basse de la soudure puisque les longueurs L_r et L_1 sont très proches pour les différents calculs. Il en est de même pour les profils (figure 3.30a). Cependant, la vitesse d’avance influence les deux autres longueurs ainsi que le profil (figure 3.30a). Pour L_2 , un optimum apparaît entre $500mm.min^{-1}$ et $900mm.min^{-1}$ alors que pour L_3 il y a décroissance de cette longueur. Cette dernière est caractéristique de l’action de l’épaulement qui diminue donc avec l’augmentation de la vitesse d’avance. C’est ce qui a été observé précédemment sur la figure 3.29. Ceci n’est pas totalement en accord avec le tableau 1.11 du paragraphe 1.6.1 du chapitre 1 où, à vitesse de rotation donnée, l’augmentation de la vitesse d’avance entraîne une augmentation des longueurs caractéristiques.

La vitesse d’avance a également une influence sur la répartition des vitesses dans la pièce. L’observation de la coupe suivant le plan $x=0$ a permis de mettre en évidence une corrélation entre défaut et zone de faibles vitesses. La figure 3.31 montre l’influence de la vitesse d’avance sur la répartition des vitesses.

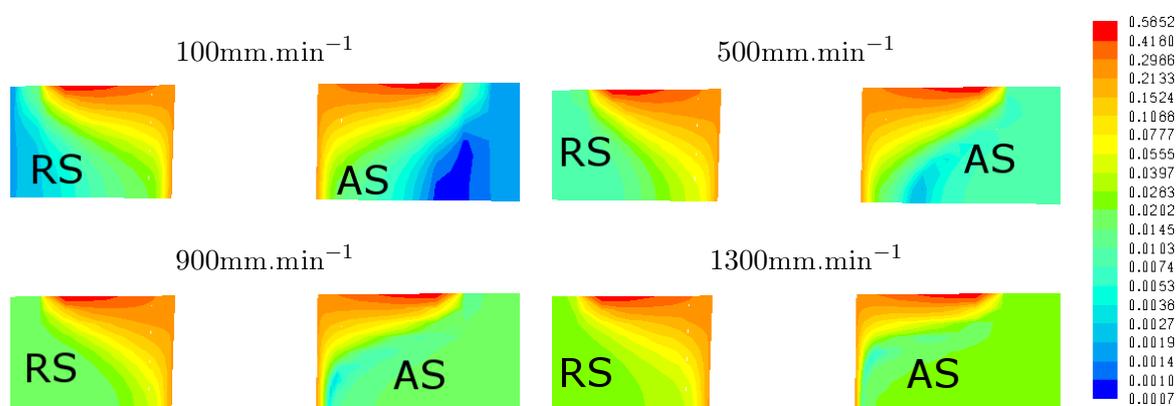


FIGURE 3.31 – Influence de la vitesse d’avance sur la répartition des vitesses ($m.s^{-1}$) dans une coupe perpendiculaire à la ligne de soudure ($x=0$)

La taille de la zone de faibles vitesses diminue avec l’augmentation de la vitesse d’avance et

il semblerait qu'il y ait une taille limite de cette zone puisque les deux vitesses les plus grandes aboutissent à des zones de même taille. De plus, l'augmentation de la vitesse d'avance entraîne une position de la zone plus proche de l'outil. Tout ceci est en accord avec les observations faites dans le paragraphe 3.3.6. De plus, la dissymétrie entre côtés AS et RS est accentuée par l'augmentation de la vitesse d'avance.

3.4.2 Influence de la vitesse de rotation

L'influence de la vitesse d'avance sur les champs thermomécaniques donc sur la formation du joint soudé a été mise en évidence. De même, la vitesse de rotation a un effet sur les résultats expérimentaux et numériques. Comme précédemment, le cas initial est le cas Référence et la vitesse de rotation est modifiée. Ainsi, pour les trois simulations numériques, la vitesse d'avance est de $500\text{mm}\cdot\text{min}^{-1}$. Les vitesses de rotation considérées sont : $500\text{tr}\cdot\text{min}^{-1}$ (Froid), $900\text{tr}\cdot\text{min}^{-1}$ (Référence), $1200\text{tr}\cdot\text{min}^{-1}$.

Résultats thermiques

La source de chaleur est proportionnelle au gradient de vitesse subit par les particules, à viscosité constante. La vitesse de rotation peut modifier ce gradient de vitesse puisqu'il y a concurrence entre mouvement de rotation et mouvement de translation. De plus, dans la littérature, la notion de soudure "froide" ou "chaude" existe et correspond, à vitesse d'avance donnée, à respectivement une vitesse de rotation faible ou grande [CQT03, LW07, MM05]. Cependant, des températures plus élevées dans le cas de vitesses de rotation plus grandes n'ont pas été observées dans nos expériences (paragraphe 1.5). La figure 3.32 présente la répartition de température pour deux lignes situées à mi-épaisseur, à 2,5mm du centre de l'outil, parallèles à l'axe x, côté AS et RS. Le tableau 3.5 répertorie les températures maximales atteintes dans les différentes simulations. La figure 3.33 présente la répartition de la température dans une coupe perpendiculaire à la direction de soudage.

L'augmentation de la vitesse de rotation entraîne une augmentation de la température maximale atteinte dans le domaine tout entier. Cependant, il faut noter que la température en bord de domaine (surface Sortie) est quasiment identique pour les trois simulations numériques. L'effet de la vitesse de rotation reste donc local et n'influence que la zone proche de l'outil. Ceci est vérifié pour les deux vitesses extrêmes avec des courbes qui se superposent à partir d'une distance de 18mm par rapport au centre de l'outil.

Concernant la forme des répartitions de la température, alors que du côté AS, les trois pics de température sont situés à la même abscisse, pour le côté RS il est décalé vers le centre de l'outil pour les deux vitesses les plus grandes. Ceci est vérifié pour différentes lignes parallèles à celles utilisées pour la figure 3.32. Cependant le décalage reste minime comparé à la modification des températures atteintes. Enfin, pour les trois vitesses, une tangente horizontale est visible pour $x=50\text{mm}$ comme pour l'étude précédente ce qui conforte le choix de la condition aux limites de flux de chaleur nul pour une longueur suffisamment grande de tôle modélisée.

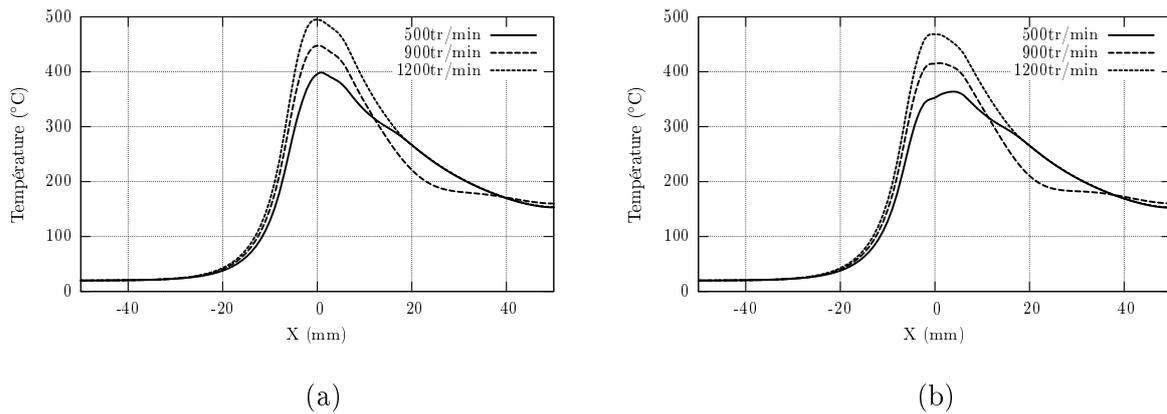


FIGURE 3.32 – Influence de la vitesse de rotation sur la répartition de température sur deux lignes situées à mi-épaisseur, à 2,5mm du centre du repère, parallèle à l’axe x : côté AS (a), côté RS (b)

ω (tr.min ⁻¹)	500	900	1200
T_{max} (°C)	402	448	495

TABLEAU 3.5 – Températures maximales pour les différentes vitesses de rotation considérées

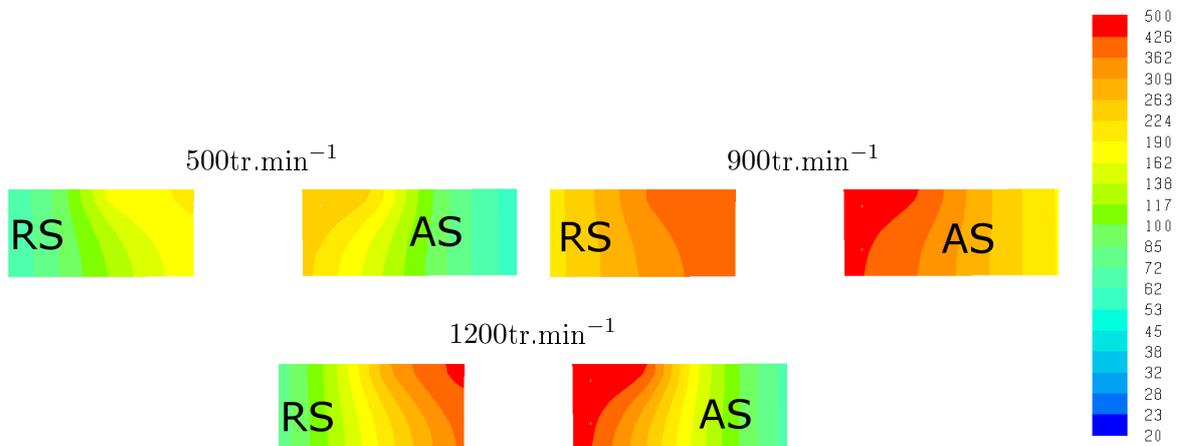


FIGURE 3.33 – Influence de la vitesse de rotation sur la répartition de la température (°C) dans une coupe perpendiculaire à la ligne de soudure (x=0)

Résultats cinématiques

La figure 3.34 présente la répartition de la vitesse de déformation équivalente dans des coupes perpendiculaires à la direction de soudage contenant le centre de l’outil. Le tableau 3.6 répertorie les vitesses de déformation maximales atteintes.

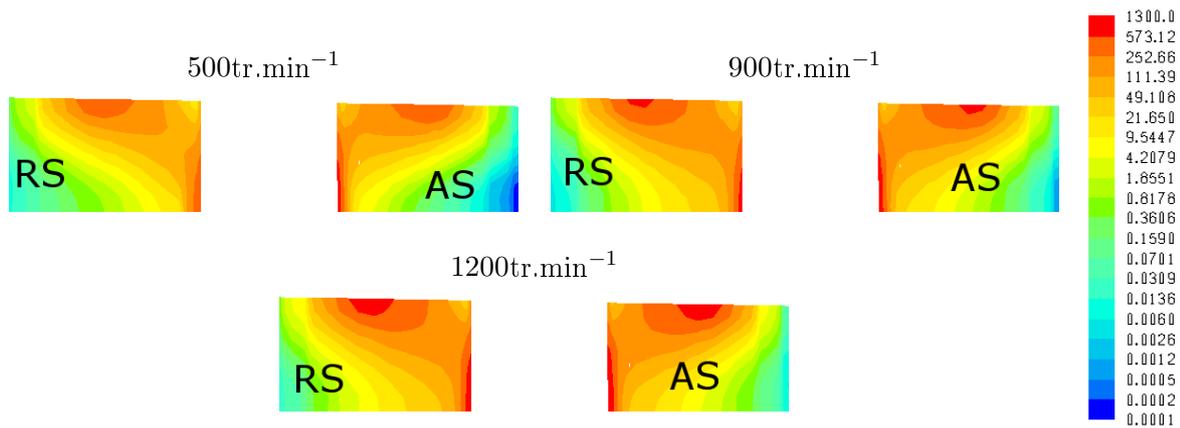


FIGURE 3.34 – Influence de la vitesse de rotation sur la répartition des vitesses de déformation équivalente (s^{-1}) dans une coupe perpendiculaire à la ligne de soudure ($x=0$)

ω (tr.min ⁻¹)	500	900	1200
$\dot{\epsilon}_{max}$ (s ⁻¹)	829	1027	1273

TABLEAU 3.6 – Vitesse de déformations maximales pour les différentes vitesses de rotation considérées

Le tableau 3.6 montre comme attendu que les vitesses de déformations maximales augmentent avec la vitesse de rotation. Contrairement à la vitesse d'avance, la modification de la vitesse de rotation ne semble pas changer la position des zones de vitesses de déformation les plus grandes. Ces zones sont toujours localisées à l'extrémité extérieure de l'épaulement et en pied de soudure au niveau du pion. De plus, un élargissement des zones à grandes vitesses de déformation, supérieures à $1s^{-1}$ est visible. Ainsi il semblerait que l'augmentation de la vitesse de rotation élargisse le cordon de soudure.

Pour préciser ce dernier point, la forme des cordons de soudure à partir des résultats numériques et en utilisant des courbes isovaleurs de vitesses de déformation est déterminée. De plus, les longueurs caractéristiques des joints sont également calculées. Ces résultats sont présentés sur la figure 3.35.

Il apparaît ici également que la vitesse de rotation modifie la forme du cordon soudé déterminé de manière numérique. Ces résultats sont à comparer à ceux du chapitre 1 et plus précisément au tableau 1.11 du paragraphe 1.6.1. A vitesse d'avance fixée, les différentes longueurs caractéristiques augmentent avec l'accroissement de la vitesse de rotation. Notons cependant que les augmentations sont nettement plus importantes dans le cas de L_2 et L_3 . Ceci est directement lié à l'action de l'épaulement qui est prépondérante en partie haute de la soudure. Les résultats des simulations numériques sont donc en accord avec nos observations expérimentales. On retrouve notamment les résultats de l'essai Froid (fig. 3.19) et de l'essai Référence (fig. 3.18).

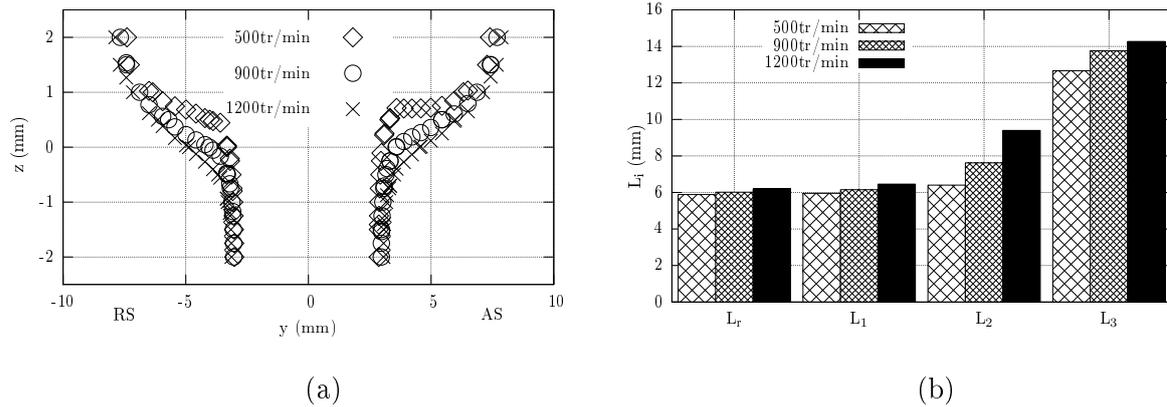


FIGURE 3.35 – Influence de la vitesse de rotation sur la forme des joints dans le plan $x=0$: (a) courbes isovalues pour $\dot{\epsilon}_{eq} = 100 \text{ s}^{-1}$, (b) longueurs caractéristiques

Pour la prévision des défauts, en utilisant les résultats précédents du paragraphe 3.3.6, la répartition des vitesses en fonction de la vitesse de rotation est analysée (figure 3.36). De la même manière que pour les vitesses de déformation, l'augmentation de la vitesse de rotation entraîne un élargissement de la zone affectée par l'outil. De plus, comme attendu, les vitesses augmentent avec la vitesse de rotation de l'outil qui se caractérise par une vitesse tangentielle grande devant la vitesse d'avance. De plus, la vitesse de rotation modifie la morphologie de la zone à faible vitesse ainsi que sa localisation. L'augmentation de la vitesse de rotation diminue la forme allongée de la zone et la translate vers l'extérieur de la ZATM. Ceci est en accord avec les observations expérimentales (voir fig. 3.20).

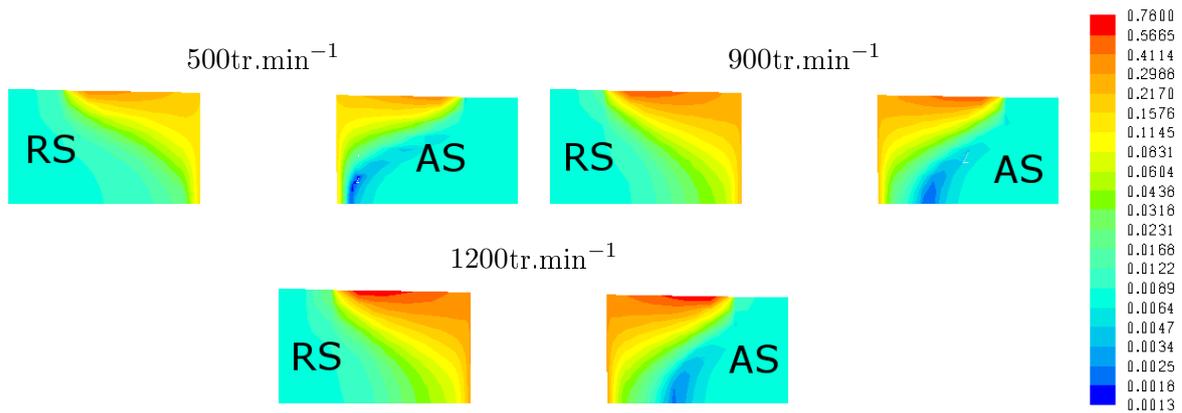


FIGURE 3.36 – Influence de la vitesse de rotation sur la répartition des vitesses (m.s^{-1}) dans une coupe perpendiculaire à la ligne de soudure ($x=0$)

3.4.3 Influence de la géométrie du pion

Le rôle du pion est de malaxer la matière afin d'assurer la compacité du joint. De nombreux travaux de la littérature utilisant différentes géométries de section d'outil [EB07, HBvNJ08, ZLWQ05] ont montré que la géométrie du pion influence l'écoulement de la matière et les propriétés du joint. Nos propres expériences ont montré que la présence de méplats sur le pion crée une excentricité dans la rotation. Des études numériques ont aussi mis en évidence l'influence du design de l'outil [BHSF06b, CST03, CS04, CS06] mais aussi de son orientation lors d'un calcul eulérien [CS04, CS06].

Quatre configurations sont considérées dans cette étude. Dans tous les cas, la section de l'outil est constante dans l'épaisseur et l'angle de tilt n'est pas pris en compte. Ainsi, la géométrie de l'outil est définie d'abord en deux dimensions puis une extrusion permet de mailler le domaine global. Pour conserver une comparaison avec les expérimentations, l'outil servant de référence est conservé et a une forme cylindrique. La deuxième configuration utilise un outil méplat ayant la géométrie présentée dans le chapitre expérimental, sans la conicité. Un outil carré est enfin considéré. Sa diagonale est choisie égale au rayon du cercle définissant l'outil cylindrique afin d'assurer un rayon balayé par rotation égal. Cet outil est considéré suivant deux orientations suivant que la matière arrive sur un sommet, cas carré1, ou une arête, cas carré2, du carré. Comme dans les cas précédents, le domaine modélisé est l'extrusion de 4mm d'épaisseur d'un carré de 100mm de côté. La figure 3.37 présente les différents maillages utilisés en vue de dessus. Dans la direction de l'épaisseur, dans le plan (y,z), le maillage est similaire à celui présenté sur la figure 3.2.

Les autres paramètres du modèle sont conservés : loi de comportement, conditions aux limites. La vitesse d'avance est de $500\text{mm}\cdot\text{min}^{-1}$ et la vitesse de rotation de $900\text{tr}\cdot\text{min}^{-1}$. Comme précédemment, les différents champs thermomécaniques sont observés pour comparer les différentes géométries d'outil.

Résultats thermiques

La figure 3.38 présente la répartition de la température sur deux lignes situées de part et d'autre de la ligne de soudure. Le tableau 3.7 donne les températures maximales atteintes.

- L'observation de la répartition de la température le long de ces deux lignes montrent que :
- la répartition de la température en avant de l'outil est identique quelle que soit la géométrie du pion,
 - la répartition de la température à l'arrière de l'outil dépend de la géométrie du pion.

Cet aspect est confirmé sur la figure 3.39 qui présente la répartition de température dans un plan perpendiculaire à la direction de soudage et contenant le centre de l'outil.

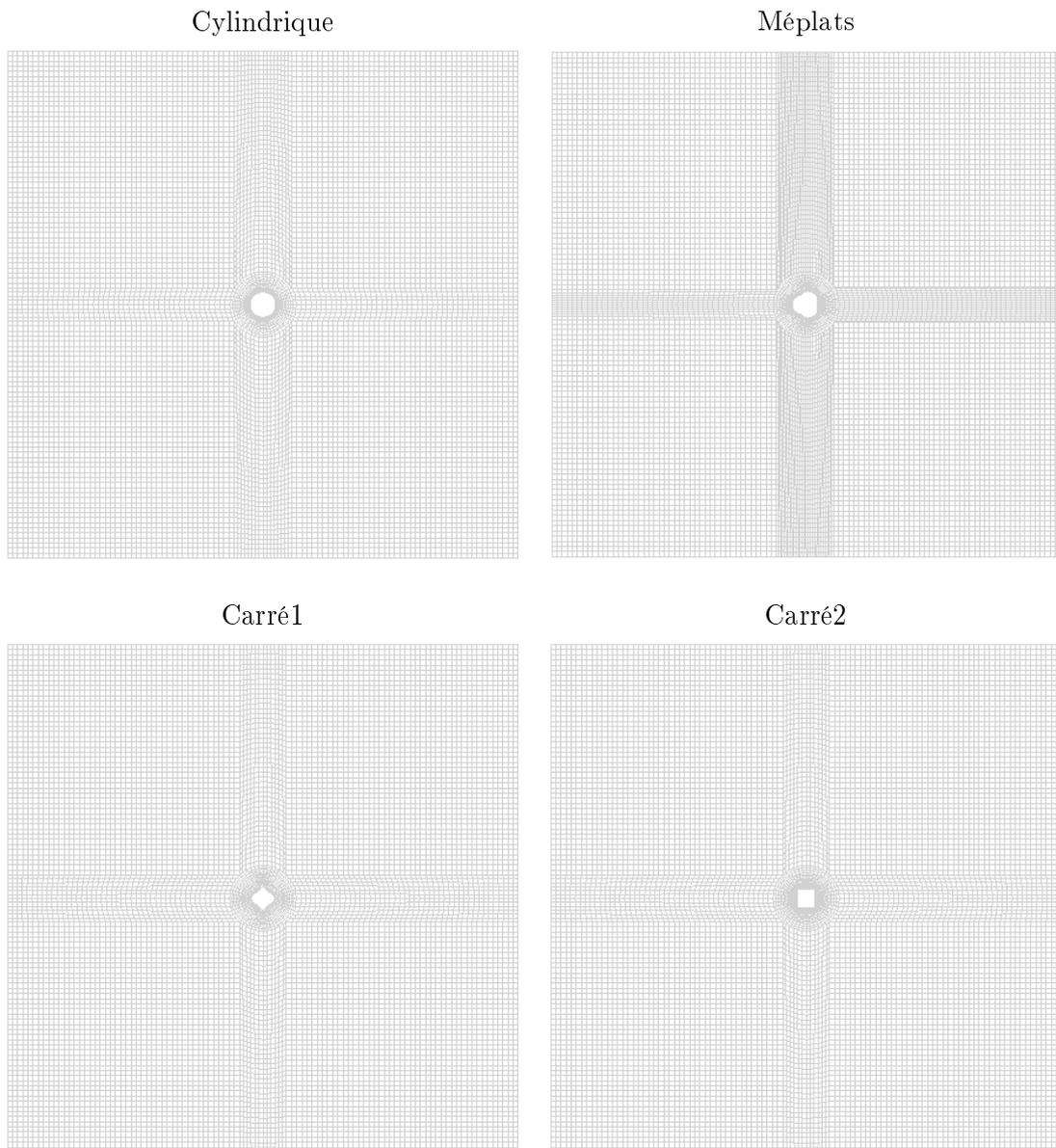


FIGURE 3.37 – Maillages utilisés pour étudier l'influence de la forme de l'outil sur les champs thermomécaniques, coupes à mi-épaisseur ($z=0$)

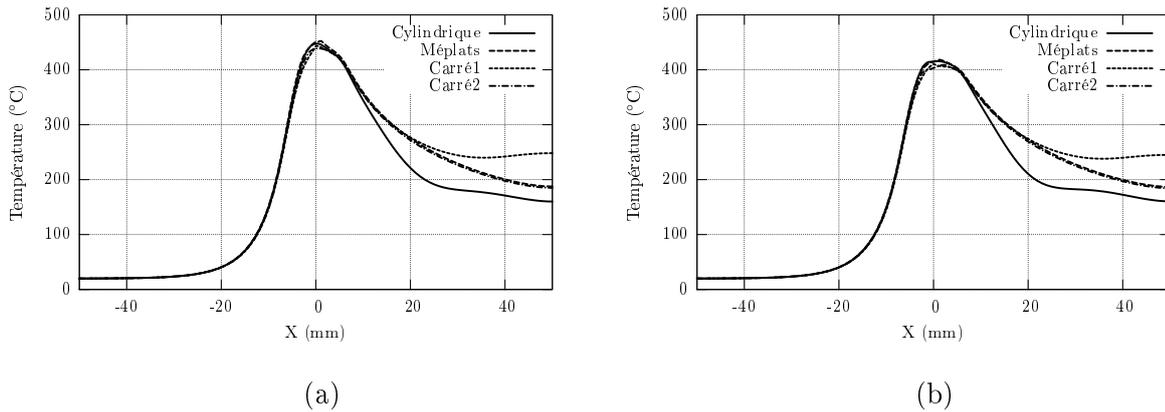


FIGURE 3.38 – Influence de la géométrie de l'outil sur la répartition de température sur deux lignes situées à mi-épaisseur, à 2,5mm du centre du repère, parallèle à l'axe x : côté AS (a), côté RS (b)

Outil	Cylindrique	Méplats	Carré1	Carré2
T_{max} (°C)	448	457	457	456

TABEAU 3.7 – Températures maximales pour les différentes géométries d'outil considérées

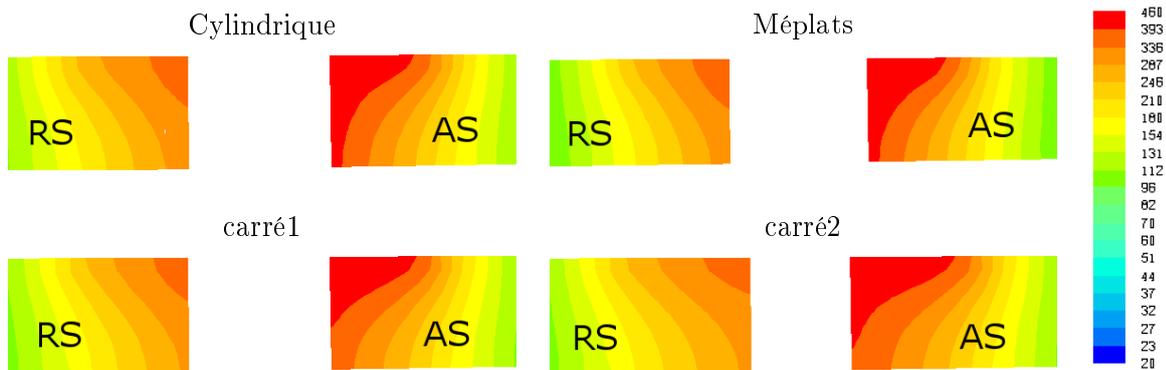


FIGURE 3.39 – Influence de la géométrie de l'outil sur la répartition de la température (°C) dans une coupe perpendiculaire à la ligne de soudure ($x=0$)

Le rayon balayé, lorsque l'outil tourne autour de son axe est le même pour chacun des trois outils. Ceci peut expliquer les faibles différences entre les différents cas concernant la répartition de la température au contact du pion.

Résultats cinématiques

L'outil apparaît comme une condition aux limites en vitesse sur une surface dépendant de sa géométrie. La figure 3.40 présente la répartition des vitesses de déformation équivalente pour les quatre cas et le tableau 3.8 les valeurs maximales des vitesses de déformation. On constate que la valeur maximale des vitesses de déformation obtenue pour le pion carré et pour le pion avec

méplats est respectivement deux fois plus grande et cinq fois plus grande que celle obtenue pour le pion cylindrique. Ce résultat est conforme aux travaux de Colegrove et Shercliff [CS06].

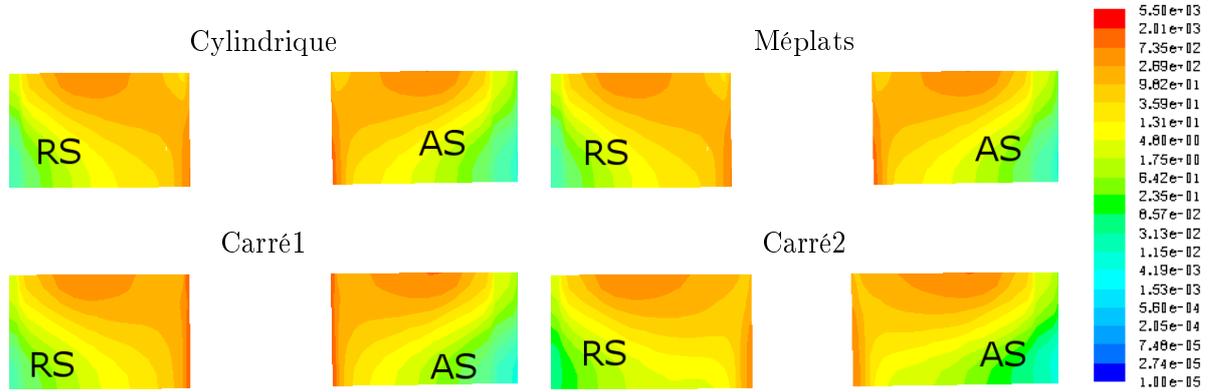


FIGURE 3.40 – Influence de la géométrie de l’outil sur la répartition des vitesses de déformation équivalente (s^{-1}) dans une coupe perpendiculaire à la ligne de soudure ($x=0$)

Outil	Cylindrique	Méplats	Carré1	Carré2
$\dot{\epsilon}_{max}$ (s^{-1})	1027	5530	2016	2017

TABLEAU 3.8 – Vitesse de déformations maximales pour les différentes géométries d’outil considérées

L’utilisation de l’outil carré resserre la zone de fortes vitesses de déformation proche de l’outil. Ceci est plus clair sur la figure 3.41 qui présente les formes des joints soudés ainsi que les longueurs caractéristiques. La forme avec méplats semble élargir le joint soudé alors que la forme carrée a tendance à créer une localisation de la vitesse de déformation.

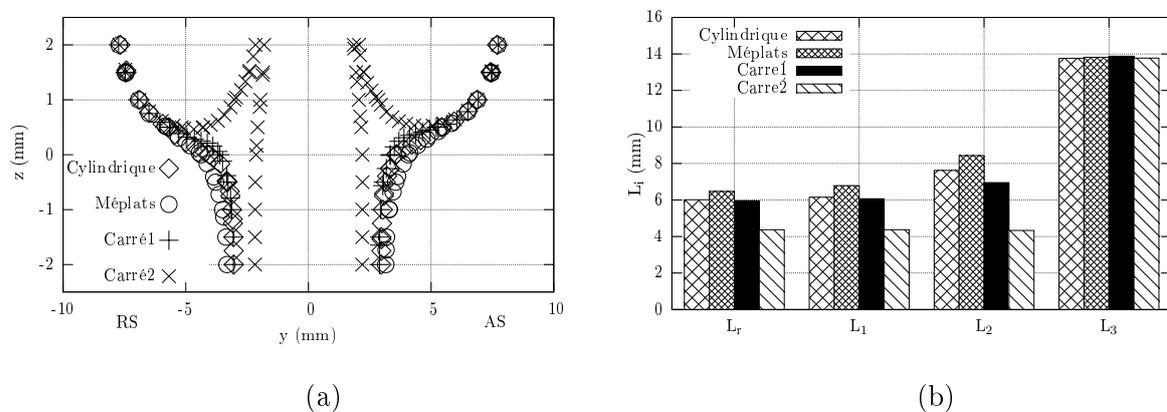


FIGURE 3.41 – Influence de la géométrie de l’outil sur la forme des joints dans le plan $x=0$: (a) courbes isovaleurs pour $\dot{\epsilon}_{eq} = 100s^{-1}$, (b) longueurs caractéristiques

De plus, l'orientation de l'outil a une influence sur les champs cinématiques puisque carré1 et carré2 présentent des résultats bien différents. Il faut prendre en compte le fait que l'outil ne "tourne" pas réellement dans les simulations numériques mais que son mouvement apparaît comme conditions aux limites et que son orientation est fixe dans le calcul stationnaire. En effet, un équilibre est recherché dans la position modélisée alors que cette configuration n'est présente qu'une fois par tour.

Comme vu précédemment, la répartition des vitesses dans le plan perpendiculaire à la ligne de soudure est analysée. La figure 3.42 illustre ces résultats pour les différentes configurations proposées. La vitesse maximale atteinte dans les différents cas est la même puisque les géométries ont été choisies de manière à avoir le même rayon d'action.

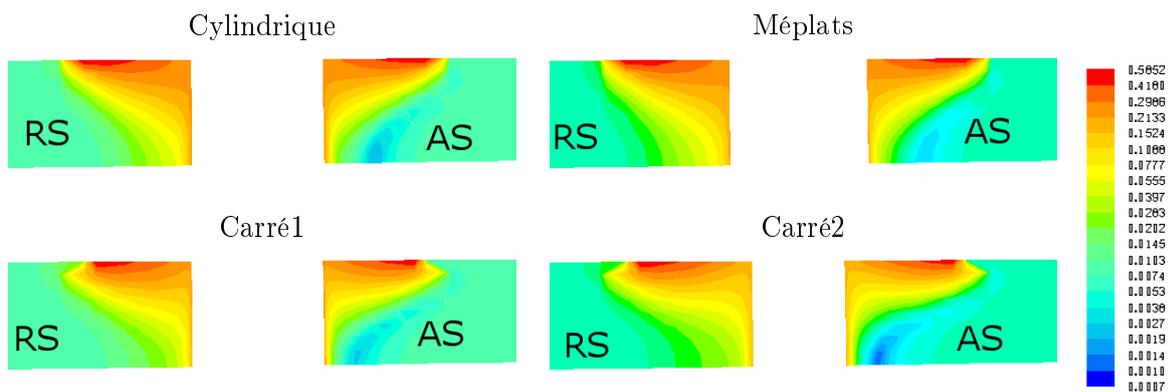


FIGURE 3.42 – Influence de la géométrie de l'outil sur la répartition des vitesses (m.s^{-1}) dans une coupe perpendiculaire à la ligne de soudure ($x=0$)

Tout d'abord, la forme carrée de l'outil conduit à des répartitions de vitesses très différentes de celles avec l'outil cylindrique et l'outil avec méplats : un rétrécissement de la zone à grande vitesse sous l'épaule pour l'outil carré. Une zone de faible vitesse apparaît dans tous les cas en pied de soudure côté AS. Une fois encore, l'orientation de l'outil a une influence sur les résultats de l'outil carré. Dans le cas carré1, la zone est la plus petite. L'outil méplat semble permettre une réduction de la zone par rapport à l'outil cylindrique de révolution.

La figure 3.43 présente les lignes d'écoulement pour des particules situées dans le plan $z=-1.9\text{mm}$ avec la même répartition que dans le paragraphe 3.3.7. L'outil méplat aboutit à la zone de rotation de l'outil la plus grande ce qui correspond à une zone d'action plus grande que les deux autres formes d'outil. Les simulations carré1 et cylindrique aboutissent à des zones de dimensions proches. Ceci est en accord avec les résultats précédents sur les champs cinématiques (forme de joints, répartition des défauts). L'influence de l'orientation de l'outil est également mise en évidence et les résultats de la simulation carré2 montrent une éventuelle boucle de recirculation au contact avec l'outil du côté AS.

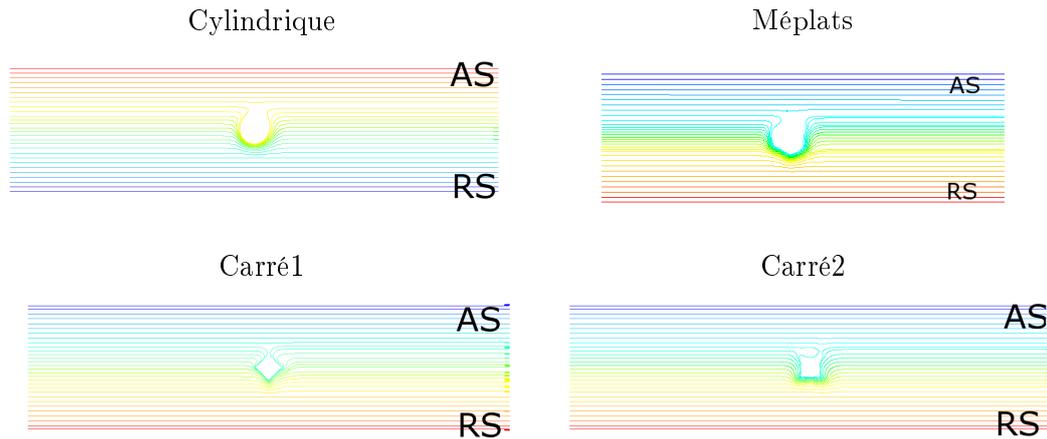


FIGURE 3.43 – Influence de la géométrie de l’outil sur les lignes d’écoulement en pied de soudure ($z=-1.9\text{mm}$)

Les lignes d’écoulement de particules positionnées en fond de soudure ($z=-1,9\text{mm}$), perpendiculairement à la ligne de soudure et initialement alignées avec le centre de l’outil ($x=0$), sont analysées. Ces résultats sont présentés pour les différentes géométries d’outil sur la figure 3.44. Tout d’abord, pour la simulation carré2, la boucle de recirculation mise en évidence précédemment apparaît clairement ici. Pour toutes les géométries considérées, une zone de fluide tournant avec l’outil à son contact est présente. Cette zone est très fine dans le cas de l’outil carré. L’outil méplat a une zone d’influence plus grande que l’outil cylindrique de révolution. Ceci confirme les résultats expérimentaux qui ont mis en évidence un rayon d’action plus grand de l’outil avec des méplats qu’un outil cylindrique de révolution.

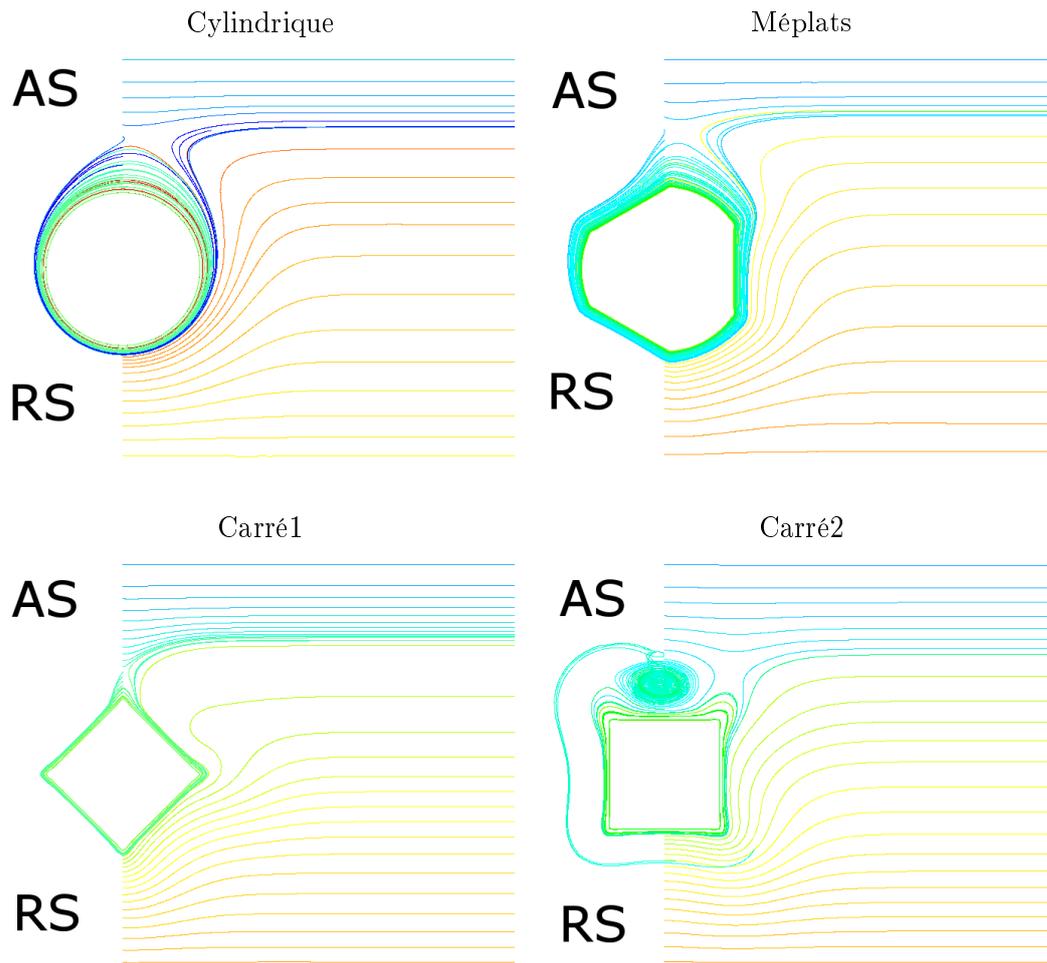


FIGURE 3.44 – Influence de la géométrie de l'outil sur les lignes d'écoulement de particules situées en fond de soudure, perpendiculairement à la direction de soudage, initialement alignées avec le centre de l'outil ($x=0$)

3.5 Bilan

Le modèle numérique permettant la simulation numérique du procédé ainsi que sa comparaison avec les résultats expérimentaux ont été exposés. Les différents paramètres permettant la mise au point du modèle ont été justifiés : loi de comportement, conditions aux limites.

Afin de vérifier la fiabilité du modèle numérique, les choix numériques prépondérants pour la simulation ont été présentés. Le maillage a un impact direct sur les résultats numériques. Même si le champ de température est faiblement influencé, les champs cinématiques sont modifiés de manière importante par la taille du maillage. Ce phénomène est connu pour les problèmes de mise en forme et de localisation sous le nom de pathologie de maillage. La taille optimale de la "boîte", qui représente la zone modélisée, est de 100mm et permet de s'affranchir des problèmes des conditions aux limites (pour une tôle de 4mm d'épaisseur et un épaulement de diamètre 13mm et un pion de diamètre 5mm).

Les paramètres numériques ayant été obtenus, les derniers paramètres du modèle, coefficient de partage de chaleur et coefficients d'échange thermique, ont été identifiés. Cette identification est proposée de manière inverse afin d'obtenir des résultats numériques proches des résultats expérimentaux pour différents jeux de paramètres. Un critère en vitesse de déformation permettant de définir la forme des joints soudés a été mis en place en accord avec les résultats expérimentaux. L'analyse des champs de vitesse a permis de détecter les zones de défauts.

Enfin, le modèle numérique ayant été validé, une "exploration" numérique permet de mettre en évidence l'influence des paramètres process sur la soudure : vitesse d'avance, vitesse de rotation, forme de l'outil. Lorsque la vitesse d'avance augmente, la forme des cycles thermiques se resserre, la taille des défauts diminue, la forme des joints est faiblement modifiée en partie basse de la soudure. Lorsque la vitesse de rotation augmente, la température maximale augmente et un élargissement des cycles thermiques et des joints a lieu. La forme de l'outil a une forte influence sur les cycles thermiques à l'arrière de l'outil, sur la valeur maximale des vitesses de déformation ainsi que sur l'écoulement. Etrangement, elle a peu d'influence sur la forme des joints de soudure et sur le champ de température proche de l'outil.

Conclusion générale

1 Bilan

L'objectif principal de ce travail de thèse a été de comprendre et modéliser un procédé de soudage méconnu au LPMM. Ce travail a été entrepris afin de développer un outil numérique d'aide à l'optimisation du procédé pour une application donnée. Ce travail s'est inscrit dans une collaboration avec l'Institut de Soudure. Ceci doit permettre à moyen terme de diminuer le nombre d'essais nécessaires et donc de réduire les coûts et les temps de développement.

Dans un premier temps, une analyse expérimentale a permis de se familiariser avec le procédé FSW et de comprendre les phénomènes mis en jeu lors du soudage par friction malaxage. Ce travail utilise des pions non filetés pour s'affranchir des difficultés liées à la représentation des filets dans un modèle numérique et ainsi confronter expérience et simulation dans des conditions les plus proches possibles. Cette étude a aussi bien porté sur les températures atteintes lors du soudage que les mouvements de matière lors du soudage. L'influence de la géométrie de l'outil (cylindrique, avec méplats) ainsi que celle des paramètres process (vitesse d'avance, vitesse de rotation, effort de plongée) a été mise en évidence. Des résultats similaires aux expériences de la littérature avec des outils filetés ont été obtenus. En partie haute de la soudure, la matière est déposée majoritairement côté AS alors qu'en partie basse de la soudure, elle est déposée côté RS. Une zone de rotation autour de l'outil apparaît lors du procédé.

Dans une deuxième partie, une analyse numérique des possibilités de différents types de formulation a été effectuée. Elle a permis de mettre en évidence les types de résultats pouvant être obtenus ainsi que de nombreuses difficultés rencontrées pour la réalisation d'un modèle numérique de ce procédé. La formulation eulérienne a été retenue car la visualisation de l'écoulement de matière autour de l'outil est un objectif majeur du projet et doit permettre de qualifier la qualité des soudures. Le logiciel FLUENT, présent au laboratoire, a donc été choisi pour la suite du travail.

La troisième partie a présenté le modèle qui est proposé à l'issue de ce travail de thèse. La mise au point du modèle est présentée. Dans un premier temps, les paramètres numériques ayant une influence sur les résultats ont été étudiés afin d'obtenir un modèle fiable et robuste. Des paramètres physiques du modèle difficilement mesurables ont été identifiés par méthode inverse afin d'obtenir une bonne adéquation entre les résultats expérimentaux et les résultats issus de simulations numériques. Enfin, les possibilités du modèle sont exploitées et donnent des voies d'utilisation pour la mise au point des paramètres process optimaux en présentant l'influence des paramètres process : vitesse d'avance, vitesse de rotation, forme de l'outil.

2 Perspectives

A l'issue de cette thèse, un premier modèle a donc été proposé et permet de réaliser les premières simulations numériques. Il est un point de départ pour la réalisation d'un modèle performant permettant la mise au point des paramètres process optimaux. Pour cela, différentes voies de poursuite du travail sont envisageables :

- optimisation des méthodes de résolution afin de diminuer les temps de calcul. Il est envisageable de changer d'algorithme de résolution. Un calcul eulérien proche de l'outil pour l'écoulement et un calcul lagrangien avec maillage grossier pour le calcul thermique dans le reste de la tôle pourraient être associés afin d'effectuer un calcul sur toute la tôle.
- application au cas de l'outil fileté avec modification des conditions aux limites qui doivent permettre de prendre en compte les filets et notamment la vitesse verticale que ces filets induisent. Une prise en compte explicite dans le maillage entraînerait un maillage très fin pour les représenter qui aurait pour conséquence une augmentation du temps de calcul.
- application aux cas des tôles d'épaisseur de 10mm. Etant donné que des expériences ont été menées sur des tôles de 10mm, des comparaisons entre ces essais et les simulations numériques correspondantes pourraient permettre une validation sur d'autres géométries. Ceci permettrait de vérifier si le modèle peut être transposé sur des géométries de tôle différentes.
- application au soudage d'autres nuances d'aluminium voire d'autres matériaux, utilisés en soudage FSW, pour permettre de vérifier si la démarche et la modélisation proposées peuvent être transposées.
- application au soudage hétérogène. Le module Volume Of Fluid (VOF) permet le mélange de deux entités non miscibles dans FLUENT. Il pourrait être utilisé afin de "mélanger" des tôles de matériaux différents et de les suivre dans ce mélange. Cependant, il faudra s'interroger sur la modélisation de l'interaction entre les deux matériaux à l'interface de contact.

Références bibliographiques

- [aba06] Abaqus user manual. 2006.
- [ABC01] J. L. F. Aymone, E. Bittencourt, and G. J. Creus. Simulation of 3D metal-forming using an Arbitrary Lagrangian - Eulerian finite element method. *Journal of Materials Processing Technology*, 19 :218–232, 2001.
- [AC91] P. Alart and A. Curnier. A mixed formulation for frictional contact problems prone to Newton like solution methods. *Mathematical and Computer Modelling*, 92 :353–375, 1991.
- [AFC⁺07] I. Alfaro, L. Fratini, E. Cueto, F. Chinesta, and F. Micari. Meshless Simulation of Friction Stir Welding. In *NUMIFORM'07, Materials Processing and Design : Modeling, Simulation and Applications*, 2007.
- [AFC⁺08] I. Alfaro, L. Fratini, E. Cueto, F. Chinesta, and F. Micari. Meshless Simulation of Friction Stir Welding. In *9th International Conference on Numerical Methods in Industrial Forming Processes*, 2008.
- [AFCC08] I. Alfaro, L. Fratini, E. Cueto, and F. Chinesta. Numerical Simulation of Friction Stir Welding by Natural Element Methods. In *11th ESAFORM2008 conference on material forming*, 2008.
- [AS00] H. Askes and L. J. Sluys. Remeshing strategies for adaptive ALE analysis of strain localisation. *European Journal of Mechanics - A/Solids*, 19 :447–467, 2000.
- [AZPF06] W. Aggoune, H. Zahrouni, and M. Potier-Ferry. Asymptotic numerical methods for unilateral contact. *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, 68 :605–631, 2006.
- [Bal08] V. Balasubramanian. Relationship between base metal properties and friction stir welding process parameters. *Materials Science and Engineering : A*, 480 :1–78, 2008.
- [Bas06] A. Bastier. *Modélisation du soudage d'alliages d'aluminium par friction et malaxage*. Ph.D. thesis, École Polytechnique, France, 2006.
- [Ben98] H. Bendhia. Multiscale mechanical problems : the Arlequin method. *Compte Rendus de l'Académie des Sciences Série Iib*, 326 :899–904, 1998.
- [BFS07] G. Buffa, L. Fratini, and R. Shivpuri. CDRX modelling in friction stir welding of AA7075-T6 aluminum alloy : Analytical approaches. *Journal of Materials Processing Technology*, 191 :356–359, 2007.
- [BHSF06a] G. Buffa, J. Hua, R. Shivpuri, and L. Fratini. A continuum based fem model for friction stir welding—model development. *Materials Science and Engineering : A*, 419 :389–396, 2006.
- [BHSF06b] G. Buffa, J. Hua, R. Shivpuri, and L. Fratini. Design of the friction stir weldin tool using the continuum based FEM model. *Materials Science and Engineering : A*, 419 :381–388, 2006.

- [BLM⁺99] S. Benavides, Y. Li, L.E. Murr, D. Brown, , and J.C. McClure. Low-temperature friction-stir welding of 2024 aluminum. *Scripta Materialia*, 41 :809–815, 1999.
- [BMRV08] A. Bastier, M.H. Maitournam, F. Roger, and K. Dang Van. Modelling of the residual state of friction stir welded plates. *Journal of Materials Processing Technology*, 200 :25–37, 2008.
- [BR05] H. Bendhia and G. Rateau. The Arlequin method as a flexible engineering design tool. *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, 62 :1442–1462, 2005.
- [CBM⁺07] L. Ceschini, I. Boromei, G. Minak, A. Morri, and F. Tarterini. Effect of friction stir welding on microstructure, tensile and fatigue properties of the aa7005/10 vol.composite. *Composites Science and Technology*, 67 :605–615, 2007.
- [CK03a] C. Chen and R. Kovacevic. Finite Element Modeling of Thermomechanical Performance of Friction Stir Welding. In *4th International Symposium on Friction Stir Welding, Park City, Utah, USA*, 2003.
- [CK03b] C.M. Chen and R. Kovacevic. Finite element modelling of friction stir welding—thermal and thermomechanical analysis. *International Journal of Machine tools and Manufacture*, 43 :340–348, 2003.
- [CML08] G.R. Cui, Z.Y. Ma, and S.X. Li. Periodical plastic flow pattern in Friction Stir processed Al - Mg alloy. *Scripta Materialia*, 58 :1082–1085, 2008.
- [Col99] K. Colligan. Material Flow Behaviour during Friction Stir Welding of Aluminum. *Welding Journal*, 78 :229–237, 1999.
- [Col00] P.A. Colegrove. Three dimensional flow and thermal modelling of thermomechanical performance of Friction Stir Welding. In *2nd International Symposium on Friction Stir Welding*, 2000.
- [Col06] P.A. Colegrove. Modelling the Heat Generation, Temperature and Microstructure of Friction Stir Welds using Comsol Multiphysics. In *COMSOL Users Conference, Birmingham, England*, 2006.
- [CQ99] Y.J Chao and X. Qi. Heat Transfert and Thermo-Mechanical Analysis of Friction Stir Joining of AA6061-T6 plates. In *1st International Symposium on Friction Stir Welding*, 1999.
- [CQT03] Y. J. Chao, X. Qi, and W. Tang. Heat Transfert in Friction Stir Welding—Experimental and Numerical Studies. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, 125 :138–145, 2003.
- [CS04] P.A. Colegrove and H.R. Shercliff. Modelling the friction stir welding of aerospace alloys. In *5th International Symposium on Friction Stir Welding, Metz, France*, 2004.
- [CS05a] P. Cavalierea and A. Squillace. High temperature deformation of friction stir processed 7075 aluminium alloy. *Materials Characterization*, 55 :136–142, 2005.
- [CS05b] P.A. Colegrove and H.R. Shercliff. 3-Dimensional CFD modelling of flow round a threaded friction stir welding tool profile. *Journal of Materials Processing Technology*, 169 :320–327, 2005.
- [CS06] P.A. Colegrove and H.R. Shercliff. CFD modelling of friction stir welding of thick plate 7449 aluminium alloy. *Science and Technology of Welding and Joining*, 11 :429–441, 2006.

-
- [CST03] P.A. Colegrove, H.R. Shercliff, and P.L. Threadgill. Modelling and Development of the Trivex Friction Stir Welding tool. In *4th International Symposium on Friction Stir Welding, Park City, Utah, USA*, 2003.
- [CSZ07] P.A. Colegrove, H.R. Shercliff, and R. Zettler. Model for predicting heat generation and temperature in friction stir welding from the material properties. *Science and Technology of Welding and Joining*, 12 :284–297, 2007.
- [DSS03a] T. Dickerson, H.R. Shercliff, and H. Schmidt. A weld marker technique for flow visualization in friction stir welding. In *4th International Symposium on Friction Stir Welding, Park City, Utah, USA*, 2003.
- [DSS03b] T. Dickerson, Q. Shi, and H.R. Shercliff. Heat flow into Friction Stir Welding tools. In *4th International Symposium on Friction Stir Welding, Park City, Utah, USA*, 2003.
- [DSS04] T. Dickerson, Q. Shi, and H.R. Shercliff. Modelling the Friction Stir Welding of aerospace alloys. In *5th International Symposium on Friction Stir Welding, Metz, France*, 2004.
- [DX01] X. Deng and S. Xu. Solid mechanics simulation of Friction Stir Welding process. In *Transaction of NAMRI/SME*, volume XXIX, pages 631–638, 2001.
- [EB07] K. Elangovan and V. Balasubramanian. Influence of pin profile and rotational speed of the tool on the formation of friction stir processing zone in AA2219 aluminium alloy. *Materials Science and Engineering : A*, 459 :7–18, 2007.
- [EB08] K. Elangovan and V. Balasubramanian. Influences of tool pin profile and tool shoulder diameter on the formation of friction stir processing zone in aa6061 aluminium alloy. *Materials and Design*, 29 :362–373, 2008.
- [FBC04] R.W. Fonda, J.F. Bingert, and K.J. Colligan. Development of grain structure during friction stir welding. *Scripta Materialia*, 51 :243–248, 2004.
- [FBP+06] L. Fratini, G. Buffa, D. Palmeri, J. Hua, and R. Shivpuri. Material flow in FSW of aa7075-t6 butt joints : Continuous dynamic recrystallization phenomena. *Journal of Engineering Materials and Technology*, 128, 2006.
- [FBS07] L. Fratini, G. Buffa, and R. Shivpuri. Improving friction stir welding of blanks of different thicknesses. *Materials Science and Engineering : A*, 459 :209–215, 2007.
- [Feu06] E. Feulvarch. *Modélisation numérique du soudage par friction et malaxage (Friction Stir Welding)*. Ph.D. thesis, Université de Saint Etienne, France, 2006.
- [FG92] M. Fortin and R. Glowinski. Augmented Lagrangian Methods : Application to the Numerical Solutions of Boundary Values-Problems. *Mathematical and Computer Modelling*, North-Holland, Amsterdam, 1992.
- [FGL98] Z. Feng, J.E. Gould, and T.J. Lienert. A heat flow model for Friction Stir Welding of aluminium alloys. In *Hot Deformations of Aluminium Alloys II*, pages 149–158. Edited by T.R. Bieler, L.A. Lalli and S.R. MacEwen, 1998.
- [FGMN04] 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.
- [FRBB05a] E. Feulvarch, V. Robin, F. Boitout, and J.M. Bergheau. Friction Stir Welding : Modélisation de l’écoulement de la matière pendant la phase de soudage. In *17ème Congrès Français de Mécanique*, 2005.

- [FRBB05b] E. Feulvarch, V. Robin, F. Boitout, and J.M. Bergheau. Modélisation thermomécanique et microstructurale du soudage par friction malaxage (Friction Stir Welding). In *Septième Colloque National en Calcul des Structures*, 2005.
- [FRBB06] E. Feulvarch, V. Robin, F. Boitout, and J.M. Bergheau. 3D modelling of thermofluid flow in Friction Stir Welding including metalurgical and mechanical consequences. In *Mathematical Modelling of Weld Phenomena 8*. 2006.
- [GDP⁺04] C. Gallais, A. Denquin, A. Pic, A. Simar, T. Pardoën, and Y. Brechet. Modelling the Relationship between Process Parameters, Microstructural Evolutions and Mechanical Behaviour in a Friction Stir Welded 6XXX Aluminium Alloy. In *5th International Symposium on Friction Stir Welding, Metz, France*, 2004.
- [GF05] S. Guerdoux and L. Fourment. ALE formulation for the numerical simulation of Friction Stir Welding. In *VIII International Conference on Computational Plasticity COMPLAS VIII*, 2005.
- [Gra07] F. Gratecap. *Contributions au procédé de soudage par frottement et malaxage FSW*. Ph.D. thesis, École Centrale de Nantes, France, 2007.
- [GSM⁺03] M. Guerra, C. Schmidt, J.C. McClure, L.E. Murr, and A.C. Nunes. Flow pattern during Friction Stir Welding. *Materials Characterization*, 49 :95–101, 2003.
- [HBB04] Z.M. Hu, P. Blackwell, and J.W. Brooks. Residual Stresses in Friction Stir Welding. In *ABAQUS Users' Conference*, 2004.
- [HBvNJ08] D.G. Hattingha, C. Blignault, T.I. van Niekerk, and M.N. James. Characterization of the influences of FSW tool geometry on welding forces and weld tensile strength using an instrumented tool. *Journal of Materials Processing Technology*, 203 :46–57, 2008.
- [HJD⁺06] P. Heurtier, M.J. Jones, C. Desrayaud, J.H. Driver, F. Montheillet, and D. Allehaux. Mechanical and thermal modelling of Friction Stir Welding. *Journal of Materials Processing Technology*, 171 :348–357, 2006.
- [HZY⁺08] H.E. Hu, L. Zhen, L. Yang, W.Z. Shao, and B.Y. Zhang. Deformation behavior and microstructure evolution of 7050 aluminum alloy during high temperature deformation. *Materials Science and Engineering : A*, 488 :64–71, 2008.
- [Jac09] D. Jacquin. *Modélisation de l'histoire thermomécanique des zones soudées en Friction Stir Welding. Application à la prévision des microstructures*. Ph.D. thesis, École Nationale Supérieure des Mines de Saint-Etienne, France, 2009.
- [JS00] K.V. Jata and S.L. Semiatin. Continuous Dynamic Recrystallization during Friction Stir Welding of High Strength Aluminum Alloys. *Scripta Materialia*, 43 :743–749, 2000.
- [KBC08] D. Kim, H. Badarinarayan, and K. Chung. Thermo-Mechanical Modelling of Friction Stir Butt Welding Process of AA5083-H18 - CDF Modelling with Steady State Description -. In *7th International Symposium on Friction Stir Welding, Awaji Island, Japan*, 2008.
- [Kik82] N. Kikuchi. A smoothing technique for reduced integration penalty method in contact problems. *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, 18 :343–350, 1982.
- [KKRS06] M.Z.H. Khandkar, J.A. Khan, A.P. Reynolds, and M. A. Sutton. Predicting residual thermal stresses in friction stir welded metals. *Journal of Material Processing Technology*, 174 :195–203, 2006.

-
- [Kri02] K.N. Krishnan. On the formation of onion rings in friction stir welding. *Materials Science and Engineering : A*, 327 :246–251, 2002.
- [KSS03] Y.J. Kwon, I. Shigematsu, and N. Saito. Mechanical properties of fine-grained aluminum alloy produced by friction stir process. *Scripta Materialia*, 49 :785–789, 2003.
- [KSS08] Y.J. Kwon, I. Shigematsu, and N. Saito. Dissimilar friction stir welding between magnesium and aluminum alloys. *Materials Letter*, 62 :3827–3829, 2008.
- [Liu06] C.H. Liu. The simulation of the multi-pass and die-less spinning process. *Journal of Material Processing Technology*, 192-193 :518–524, 2006.
- [LMM99] Y. Li, L.E. Murr, and J.C. McClure. Flow visualization and residual microstructures associated to friction-stir welding of 2024 aluminum to 6061 aluminum. *Materials Science and Engineering : A*, 271 :213–223, 1999.
- [LSF⁺09] O. Lorrain, J. Serri, V. Favier, H. Zahrouni, and M. El Hadrouz. A contribution to a critical review of fsw numerical simulation. *Journal of Mechanics of Materials and Structures*, 4 :351–369, 2009.
- [LSLW00] W.S. Lee, W.C. Sue, C.F. Lin, and C.J. Wu. The strain rate and temperature dependence of the dynamic impact properties of 7075 aluminum alloy. *Journal of Materials Processing Technology*, 100 :116–122, 2000.
- [LW07] B.C. Liechty and B.W. Webb. The use of plasticine as an analog to explore material flow in friction stir welding. *Journal of Materials Processing Technology*, 184 :240–250, 2007.
- [MG91] O.R. Myhr and Ø. Grong. Process modelling applied to 6082-T6 weldments—1 Reactions kinetics—2 Applications of the model. *Acta Metallurgica and Materialia*, 39 :2693–2709, 1991.
- [MM05] R.S. Mishra and Z.Y. Ma. Friction stir welding and processing. *Materials Science and Engineering*, 50 :1–78, 2005.
- [MMM02] R.S. Mishra, Z.Y. Ma, and M.W. Mahoney. Superplastic deformation behaviour of friction stir processed 7075al alloy. *Acta Materialia*, 50 :4419–4430, 2002.
- [MW06] S. Mandal and K. Williamson. A thermomechanical hot channel approach for Friction Stir Welding. *Journal of Material Processing Technology*, 174 :190–194, 2006.
- [NDB08] R. Nandan, T. Debroy, and H.K.D.H. Bhadeshia. Recent advances in friction-stir welding -Process, weldment structure and properties. *Progress in Materials Science*, 53 :980–1023, 2008.
- [NRLD07] R. Nandan, G.G. Roy, T.J. Lienert, and T. Debroy. Three dimensional heat and material flow during friction stir welding of mild steel. *Acta Materialia*, 55 :883–895, 2007.
- [OK02] J. Ouyang and R. Kovacevic. Material flow and microstructure in the friction stir butt welds of the same and dissimilar aluminum alloys. *Journal of Materials Engineering and Performance*, 11 :51–63, 2002.
- [PH05] P.B. Prangnell and C.P. Heason. Grain structure formation during friction stir welding observed by the stop action technique. *Acta Materialia*, 53 :3179–3192, 2005.
- [PO92] D. Peric and D.R.J. Owen. Computational model for 3-D contact problems with friction based on the penalty method. *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, 35 :1289–1309, 1992.

- [PP02] L. Papeleux and J.P. Ponthot. Finite element simulation of springback in sheet metal forming. *Journal of Material Processing Technology*, 125, 2002.
- [PS98] P. Papadopoulos and J.M. Solberg. A Lagrange multiplier for the finite element solution of frictionless contact problems. *Mathematical and Computer Modelling*, 28 :373–384, 1998.
- [Rat03] G. Rateau. *Méthode Arlequin pour les problèmes mécaniques multi-échelles : Applications à des problèmes de jonction et de fissuration de structures élancées*. Ph.D. thesis, École Centrale Paris, France, 2003.
- [RMB⁺97] C.G. Rhodes, M.W. Mahoney, W.H. Bingel, R.A. Spurling, and C.C. Bampton. Effects of friction stir welding on microstructure of 7075 aluminum. *Scripta Materialia*, 36 :69–75, 1997.
- [Ros41] D. Rosenthal. Mathematical theory of heat distribution during welding and cutting. *Welding journal*, pages 20–25, 1941.
- [RS38] D. Rosenthal and R. Schmerber. Thermal study of arc welding. *Welding journal*, 17, 1938.
- [RSS99] A.P. Reynolds, T.U. Seidel, and M. Simonsen. Visualization of Material Flow in an Autogenous Friction Stir Weld. In *1st International Symposium on Friction Stir Welding*, 1999.
- [San07] J. Sanders. *Understanding the material flow path of the friction stir weld process*. Master thesis, Faculty of Missipi State University, USA, 2007.
- [SBJ06] J. Schneider, R. Beshears, and A.C. Nunes Jr. Interfacial sticking and slipping in the friction stir welding process. *Materials Science and Engineering : A*, 435-436 :297–304, 2006.
- [SDH06] H.N.B. Schmidt, T.L. Dickerson, and J.H. Hattel. Material flow in butt friction stir welds in AA2024T3. *Acta Materialia*, 54 :1199–1209, 2006.
- [SDS03] Q. Shi, T. Dickerson, and H.R. Shercliff. Thermo-mechanical FE modelling of Friction Stir Welding of Al-2024 including tool loads. In *4th International Symposium on Friction Stir Welding, Park City, Utah, USA*, 2003.
- [Ser07] J. Serri. Modélisation du procédé FSW - utilisation des logiciels de Mécanique des Fluides GAMBIT et FLUENT. In *Rapport interne Institut de Soudure — LPMM*, 2007.
- [SH04] H. Schmidt and J. Hattel. Modelling thermomechanical conditions at the tool/matrix interface in Friction Stir Welding. In *5th International Symposium on Friction Stir Welding, Metz, France*, 2004.
- [SH05] H. Schmidt and J. Hattel. A local model for the thermomechanical conditions in Friction Stir Welding. *Modelling and Simulation in Material Science and Engineering*, 13 :77–93, 2005.
- [SK03a] M. Song and R. Kovacevic. A Coupled Heat-Transfert Model for Workpiece and Tool in Friction Stir Welding. In *4th International Symposium on Friction Stir Welding, Park City, Utah, USA*, 2003.
- [SK03b] M. Song and R. Kovacevic. Thermal modelling of Friction Stir Welding in a moving coordinates system and its validation. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 43 :605–615, 2003.

-
- [SL92] J.C. Simo and T.A. Laursen. An augmented Lagrangian treatment of contact problems involving friction. *Computers and Structures*, 42 :97–116, 1992.
- [SNMM03] J.Q. Su, T.W. Nelson, R. Mishra, and M. Mahoney. Microstructural investigation of friction stir welded 7050-T651 aluminium. *Acta Materialia*, 51 :713–729, 2003.
- [SNS05] J. Q. Su, T. W. Nelson, and C. J. Sterling. Microstructure evolution during FSW/FSP of high strength aluminum alloys. *Materials Science and Engineering : A*, 405 :277–286, 2005.
- [SPdM04] A. Simar, T. Pardoën, and B. de Meester. Influence of Friction Stir Welding parameters on the power input and temperature distribution in aluminium alloys. In *5th International Symposium on Friction Stir Welding, Metz, France*, 2004.
- [SR01] T.U. Seidel and A.P. Reynolds. Visualization of Material Flow in AA2195 Friction-Stir Welds using a Marker Insert Technique. *Metallurgical and Materials Transactions A*, 32 :2879–2884, 2001.
- [SR03] T.U. Seidel and A.P. Reynolds. 2D Stir Welding process model based on fluid mechanics. 2003.
- [TGSK06] A.M. Tartakovsky, G. Grant, X. Sun, and M. Khaleel. Modelling of Friction Stir Welding (FSW) Process with Smooth Particle Hydrodynamics (SPH). In *SAE 2006 World Congress*, 2006.
- [Uly02] P. Ulysse. Three-dimensionnal modeling of the friction stir-welding process. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 42 :1549–1557, 2002.
- [Wri95] P. Wriggers. Finite element algorithms for contact problems. *Archives of Computational Methods in Engineering*, 2 :1–49, 1995.
- [WT97] E. D. Nicholas W.M. Thomas. Friction stir welding for the transportation industries. *Materials and Design*, 18 :269–273, 1997.
- [WZYC07] Z.W. Wang, S.Q. Zeng, X.H. Yang, and C. Cheng. The key technology and realization of virtual ring rolling. *Journal of Material Processing Technology*, 182 :374–381, 2007.
- [XB04] S. P. Xiao and T. Belytschko. A bridging domain method for coupling continua with molecular dynamics. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 193 :1645–1669, 2004.
- [XD02] S. Xu and X. Deng. A three dimensional Model for the Friction Stir Welding Process. In *21st Southern Conference on theoretical and applied mechanics*, pages 699–704, 2002.
- [XD03] S. Xu and X. Deng. Two and Three-Dimensionnal Finite Element Models for the Friction Stir Welding Process. In *4th International Symposium on Friction Stir Welding, Park City, Utah, USA*, 2003.
- [XD08] S. Xu and X. Deng. A study of texture patterns in friction stir welds. *Acta Materialia*, 56 :1326–1341, 2008.
- [ZLWQ05] Y.H. Zhao, S.B Lin, L. Wu, and F.X. Qu. The influence of pin geometry on bonding and mechanical properties in friction stir weld 2014 Al alloy. *Materials Letters*, 59 :2948–2952, 2005.
- [ZZ08] Z. Zhang and H.W. Zhang. A fully coupled thermo-mechanical model of friction stir welding. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 37 :279–293, 2008.

- [ZZ09] Z. Zhang and H.W. Zhang. Numerical studies on controlling of process parameters in friction stir welding. *Journal of Materials Processing Technology*, 209 :241–270, 2009.
- [ZZC05] H.W. Zhang, Z. Zhang, and J.T. Chen. The finite element simulation of the friction stir welding process. *Materials Science and Engineering : A*, 403 :340–348, 2005.
- [ZZC07] H.W. Zhang, Z. Zhang, and J.T. Chen. 3D modelling of material flow in friction stir welding under different process parameters. *Journal of Materials Processing Technology : A*, 183 :62–70, 2007.

ANALYSES EXPERIMENTALES ET NUMERIQUES DU PROCEDE DE SOUDAGE PAR FRICTION MALAXAGE FSW

RESUME : Le soudage par friction malaxage FSW est un procédé de soudage à l'état solide, sans fusion du matériau. La soudure est réalisée par l'action d'un outil composé d'un épaulement et d'un pion positionné à l'interface des deux pièces à souder. L'outil a deux rôles : échauffement de la matière par frottement de l'épaulement, malaxage de la matière par l'intermédiaire du pion. Ce travail de thèse s'inscrit dans le cadre d'un partenariat entre Arts et Métiers ParisTech et l'Institut de Soudure. Son objectif est de développer un modèle de simulation du FSW afin de réduire le nombre d'essais expérimentaux nécessaire à l'optimisation du procédé. Ainsi, plusieurs points ont été abordés dans ce manuscrit. Une analyse expérimentale des cycles thermiques et des mouvements de matière dans le cas où les pions sont non filetés a été menée. Cette situation permet (1) de faciliter la comparaison avec la simulation numérique et (2) de se placer dans les conditions de pions usés. L'analyse des formulations (lagrangienne, eulérienne et ALE) en vue de choisir celle la plus appropriée pour représenter les écoulements de matière a permis de retenir une formulation eulérienne (mise en œuvre dans le logiciel FLUENT) pour estimer les champs thermiques et de vitesses à l'état stationnaire. La mise en place d'un modèle numérique dans le logiciel FLUENT est présentée. Nous avons en particulier étudié l'influence des paramètres numériques sur les résultats et mis en place une stratégie d'identification de certains paramètres non accessibles expérimentalement. Une comparaison fine entre nos résultats expérimentaux et ceux issus des simulations a été effectuée avec succès. L'étude de l'impact des paramètres process (vitesse d'avance, vitesse de rotation) et de la géométrie du pion sur les champs thermiques et de vitesses a permis de mettre en évidence le lien entre les champs de vitesse et la présence de défauts de type tunnel.

Mots clés : Soudage, FSW, simulation numérique, visualisation des mouvements de matière, défauts.

EXPERIMENTAL AND NUMERICAL ANALYSIS OF THE FRICTION STIR WELDING PROCESS

ABSTRACT : The Friction Stir Welding (FSW) is a solid state welding process, without melting. The weld is fabricated thanks to the action of tool made of a shoulder and a pin, positioned at the interface of the two pieces to be welded. The tool as two roles : heating of the material by friction of the shoulder, mixing of the material due to the pin. This thesis work is made within the partnership between Arts et Métiers ParisTech and Institut de Soudure. Its goal is to develop a FSW simulation model in order to decrease experimental trials required to optimize the process. Therefore, some points have been treated in this manuscript. Experimental analysis of thermal cycles and material movements in the case of unthreaded tools has been carried out. This situation allows (1) to make the comparison with numerical simulation easier and (2) to be in the case of worn tools. Formulations (lagrangian, eulerian, ALE) analysis in order to choose the more appropriate to take material flow into account has allowed to select an eulerian formulation (implemented in the FLUENT software) to estimate thermal and kinematical fields in the steady state. The set up of the numerical model in the FLUENT software is presented. We have studied the influence of numerical parameters on the results and proposed an identification strategy for some parameters which are not reachable experimentally. A detailed comparison between our experimental results and the ones from our simulations have been performed with success. The study of the influence of the process parameters (feed rate, rotating speed) and of the pin geometry on the kinematical and thermal fields has highlighted the link between velocity field and the presence of tunnel type defects.

Keywords : Welding, FSW, numerical simulation, material movements visualization, defects.

