Soudage d'alliages d'aluminium par la technologie Friction Stir Welding Bobbin Tool

Baptiste Jean Patrice Guerin

▶ **To cite this version:**

Baptiste Jean Patrice Guerin. Soudage d'alliages d'aluminium par la technologie Friction Stir Welding Bobbin Tool. Autre. Ecole Nationale Supérieure des Mines de Saint-Etienne, 2010. Français. NNT : 2010EMSE0567 . tel-01127650

HAL Id: tel-01127650

https://theses.hal.science/tel-01127650

Submitted on 7 Mar 2015

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.

N° d'ordre : 2010 EMSE 0567

THÈSE

présentée par

Baptiste GUERIN

pour obtenir le grade de
Docteur de l'École Nationale Supérieure des Mines de Saint-Étienne

Spécialité : Sciences et Génie des Matériaux

SOUDAGE D'ALLIAGES D'ALUMINIUM PAR LA TECHNOLOGIE FRICTION STIR WELDING BOBBIN TOOL

soutenue à Saint-Etienne, le 4 mars 2010

Membres du jury

Président :	Roland TAILLARD	Professeur des universités, Université des Sciences et Technologies de Lille
Rapporteurs :	Tom DE VUYST	Professeur, School of Engineering, Cranfield
	Guillaume RACINEUX	Professeur des universités, École Centrale de Nantes
Examinateurs :	Isabelle BORDESOULES	Ingénieur de Recherches, Rio Tinto Alcan, Voreppe
	Daniel ALIAGA	Senior Expert Metallic Materials, EADS Innovation Works, Suresnes
Directeur de thèse :	Christophe DESRAYAUD	Maître-assistant HDR, École des Mines de Saint-Étienne

Spécialités doctorales :	**Responsables :**
SCIENCES ET GENIE DES MATERIAUX	J. DRIVER Directeur de recherche - Centre SMS
MECANIQUE ET INGENIERIE	A. VAUTRIN Professeur - Centre SMS
GENIE DES PROCEDES	G. THOMAS Professeur - Centre SPIN
SCIENCES DE LA TERRE	B. GUY Maître de recherche - Centre SPIN
SCIENCES ET GENIE DE L'ENVIRONNEMENT	J. BOURGOIS Professeur - Centre SITE
MATHEMATIQUES APPLIQUEES	E. TOUBOUL Ingénieur - Centre G2I
INFORMATIQUE	O. BOISSIER Professeur - Centre G2I
IMAGE, VISION, SIGNAL	JC. PINOLI Professeur - Centre CIS
GENIE INDUSTRIEL	P. BURLAT Professeur - Centre G2I
MICROELECTRONIQUE	Ph. COLLOT Professeur - Centre CMP

Enseignants-chercheurs et chercheurs autorisés à diriger des thèses de doctorat (titulaires d'un doctorat d'État ou d'une HDR)

AVRIL	Stéphane	MA	Mécanique & Ingénierie	CIS
BATTON-HUBERT	Mireille	MA	Sciences & Génie de l'Environnement	SITE
BENABEN	Patrick	PR2	Sciences & Génie des Matériaux	CMP
BERNACHE-ASSOLANT	Didier	PR0	Génie des Procédés	CIS
BIGOT	Jean-Pierre	MR	Génie des Procédés	SPIN
BILAL	Essaïd	DR	Sciences de la Terre	SPIN
BOISSIER	Olivier	PR2	Informatique	G2I
BOUCHER	Xavier	MA	Génie Industriel	G2I
BOUDAREL	Marie-Reine	MA	Génie Industriel	DF
BOURGOIS	Jacques	PR0	Sciences & Génie de l'Environnement	SITE
BRODHAG	Christian	DR	Sciences & Génie de l'Environnement	SITE
BURLAT	Patrick	PR2	Génie Industriel	G2I
COLLOT	Philippe	PR1	Microélectronique	CMP
COURNIL	Michel	PR0	Génie des Procédés	DF
DAUZERE-PERES	Stéphane	PR1	Génie Industriel	CMP
DARRIEULAT	Michel	IGM	Sciences & Génie des Matériaux	SMS
DECHOMETS	Roland	PR1	Sciences & Génie de l'Environnement	SITE
DESRAYAUD	Christophe	MA	Mécanique & Ingénierie	SMS
DELAFOSSE	David	PR1	Sciences & Génie des Matériaux	SMS
DOLGUI	Alexandre	PR1	Génie Industriel	G2I
DRAPIER	Sylvain	PR2	Mécanique & Ingénierie	SMS
DRIVER	Julian	DR	Sciences & Génie des Matériaux	SMS
FEILLET	Dominique	PR2	Génie Industriel	CMP
FOREST	Bernard	PR1	Sciences & Génie des Matériaux	CIS
FORMISYN	Pascal	PR1	Sciences & Génie de l'Environnement	SITE
FORTUNIER	Roland	PR1	Sciences & Génie des Matériaux	SMS
FRACZKIEWICZ	Anna	DR	Sciences & Génie des Matériaux	SMS
GARCIA	Daniel	CR	Génie des Procédés	SPIN
GIRARDOT	Jean-Jacques	MR	Informatique	G2I
GOEURIOT	Dominique	MR	Sciences & Génie des Matériaux	SMS
GOEURIOT	Patrice	MR	Sciences & Génie des Matériaux	SMS
GRAILLOT	Didier	DR	Sciences & Génie de l'Environnement	SITE
GROSSEAU	Philippe	MR	Génie des Procédés	SPIN
GRUY	Frédéric	MR	Génie des Procédés	SPIN
GUILHOT	Bernard	DR	Génie des Procédés	CIS
GUY	Bernard	MR	Sciences de la Terre	SPIN
GUYONNET	René	DR	Génie des Procédés	SPIN
HERRI	Jean-Michel	PR2	Génie des Procédés	SPIN
INAL	Karim	MR	Microélectronique	CMP
KLÖCKER	Helmut	MR	Sciences & Génie des Matériaux	SMS
LAFOREST	Valérie	CR	Sciences & Génie de l'Environnement	SITE
LERICHE	Rodolphe	CR	Mécanique et Ingénierie	SMS
LI	Jean-Michel	EC(CCIMP)	Microélectronique	CMP
LONDICHE	Henry	MR	Sciences & Génie de l'Environnement	SITE
MOLIMARD	Jérôme	MA	Mécanique et Ingénierie	SMS
MONTHEILLET	Frank	DR1CNRS	Sciences & Génie des Matériaux	SMS
PERIER-CAMBY	Laurent	PR1	Génie des Procédés	SPIN
PIJOLAT	Christophe	PR1	Génie des Procédés	SPIN
PIJOLAT	Michèle	PR1	Génie des Procédés	SPIN
PINOLI	Jean-Charles	PR0	Image, Vision, Signal	CIS
STOLARZ	Jacques	CR	Sciences & Génie des Matériaux	SMS
SZAFNICKI	Konrad	CR	Sciences & Génie de l'Environnement	DF
THOMAS	Gérard	PR0	Génie des Procédés	SPIN
VALDIVIESO	François	MA	Sciences & Génie des Matériaux	SMS
VAUTRIN	Alain	PR0	Mécanique & Ingénierie	SMS
VIRICELLE	Jean-Paul	MR	Génie des Procédés	SPIN
WOLSKI	Krzysztof	MR	Sciences & Génie des Matériaux	SMS
XIE	Xiaolan	PR1	Génie Industriel	CIS

Glossaire :

PR 0	Professeur classe exceptionnelle
PR 1	Professeur 1ère catégorie
PR 2	Professeur 2ème catégorie
MA(MDC)	Maître assistant
DR (DR1)	Directeur de recherche
Ing.	Ingénieur
MR(DR2)	Maître de recherche
CR	Chargé de recherche
EC	Enseignant-chercheur
IGM	Ingénieur général des mines

Centres :

SMS	Sciences des Matériaux et des Structures
SPIN	Sciences des Processus Industriels et Naturels
SITE	Sciences Information et Technologies pour l'Environnement
G2I	Génie Industriel et Informatique
CMP	Centre de Microélectronique de Provence
CIS	Centre Ingénierie et Santé

Dernière mise à jour le : 22 juin 2009

À Aline,
À mes parents,

Remerciements

En tout premier lieu, j'adresse mes remerciements aux membres du jury, à Monsieur Roland TAILLARD d'avoir accepté le rôle de président, à Messieurs Tom DE VUYST et Guillaume RACINEUX pour leur rapport exhaustif et à Madame Isabelle BORDESOULES d'avoir répondu, avec enthousiasme, à mon invitation. À tous, je vous exprime ma profonde gratitude pour le vif intérêt porté à mes travaux et pour la pertinence de vos questions.

Merci à Christophe DESRAYAUD pour la confiance qu'il a bien voulu m'accorder en acceptant d'encadrer mes travaux.

Mon aventure avec le FSW Bobbin Tool aura duré presque quatre années, d'abord en tant que stagiaire puis thésard, au cours desquelles les rencontres ont été nombreuses et particulièrement riches. Je tiens aujourd'hui à remercier toutes celles et ceux qui ont contribué, de près ou de loin, par leur soutien, scientifique ou non, à l'aboutissement de ces travaux.

Pour commencer, ma reconnaissance va à François MARIE, responsable de l'activité FSW, pour m'avoir donné l'opportunité d'effectuer mon stage de Fin d'Etudes chez EADS et l'envie de poursuivre, quelques mois plus tard, par une thèse. J'ai eu beaucoup de plaisir à partager le bureau avec toi, merci pour ta disponibilité, pour les bons moments et pour ta présence le jour de la soutenance. J'adresse mes chaleureux remerciements à Gilles FOUCHER, mon compagnon de soudure, pour l'aide apportée sur la machine pendant les essais. Enfin, merci à Dominique DELOISON sans qui mes travaux de modélisation n'auraient peut-être pas existé.

Ensuite, je souhaite adresser mes remerciements les plus sincères à toute l'équipe des Matériaux et Procédés Métalliques, à commencer par Dominique SCHUSTER, responsable de l'équipe, qui a contribué au bon déroulement de mes travaux. Merci à Delphine, Laetitia, Sophie, Yannick et Gaël pour leur accueil et leur disponibilité, j'ai apprécié travailler à vos côtés pendant ces quelques années. Je tiens à remercier tout particulièrement Jérôme DELFOSSE, pour ses précieux conseils et pour sa présence tout au long de ma thèse, jusqu'au jour de la soutenance. Enfin, merci à tous les collègues, du TCC2, des laboratoires, de l'atelier, qui ont croisé mon chemin et qui ont toujours su apporter des réponses à mes nombreuses questions ou sollicitations.

Pour les excellents moments partagés et les nombreux conseils, j'adresse ma profonde gratitude à mes collègues de 11h42, Eric et Thierry, mais également à

Nancy, Florent et à tous les (ex-)stagiaires rencontrés. À tous mes camarades en thèse, Florian, Marc, Nabil et Vincent, je vous souhaite une bonne continuation pour la fin de vos travaux.

Parce que les choses les plus simples sont les moins compliquées, j'adresse un très grand merci à mon Directeur de thèse, Daniel ALIAGA, qui a encadré, d'une main d'expert, mes travaux chez EADS. Merci pour ton soutien scientifique, pour ta confiance et pour l'expérience que tu as bien voulu me faire partager. Ces quelques années à tes côtés ont été riches d'enseignements, le premier d'entre eux étant de toujours revenir aux fondamentaux.

J'adresse un immense merci à mes parents, ma famille et mes amis, qui m'ont apporté un soutien, bien que non scientifique, indispensable à l'aboutissement de mes travaux.

Enfin, à toi Aline, qui a su m'accompagner et me soutenir dans cette aventure, et à qui je dédicace ce mémoire.

Quatre années et quelques mètres de soudure plus tard, quel bilan tirer de ces années de recherche ? Certes, tous les mystères du FSW Bobbin Tool n'ont pas été percés. L'aventure s'est révélée, au travers de l'expérience notamment, scientifiquement très riche et humainement passionnante. Les réflexions menées et partagées m'ont permis de développer une démarche scientifique et d'affuter mon sens critique. Enfin, cette formation par la recherche a été un remarquable tremplin vers l'entreprise.

Table des matières

Remerciements **v**

Introduction **1**

1 Étude bibliographique **3**
1.1 Présentation du Friction Stir Welding 4
1.1.1 Principe général 4
1.1.2 Avantages et inconvénients du procédé FSW 4
1.1.3 Outils de soudage 6
1.1.4 Caractéristiques d'un joint soudé 9
1.1.5 Effets des paramètres de soudage 13
1.1.6 Effets des paramètres matériau 14
1.1.7 Défauts rencontrés en FSW 14
1.1.8 Applications du FSW 14
1.2 Présentation du FSW Bobbin Tool 18
1.2.1 Principe général 18
1.2.2 Avantages et inconvénients du Bobbin Tool 18
1.2.3 Différences entre FSW conventionnel et Bobbin Tool 18
1.2.4 État de l'art du FSW Bobbin Tool 19
1.3 Modélisation du FSW 20
1.3.1 Modèles thermiques 20
1.3.2 Modèles métallurgiques 21
1.3.3 Modèles thermo-mécaniques 22

2 Protocole expérimental **25**
2.1 Moyens de soudage 26
2.1.1 Machine de soudage 26
2.1.2 Outils de soudage 26
2.1.3 Outillage 29
2.2 Matériaux 30
2.2.1 Composition et microstructure 30
2.2.2 Caractéristiques rhéologiques 32
2.2.3 Propriétés thermiques 33
2.3 Éssais de soudage 35
2.3.1 Mode de pilotage 35

2.3.2 Protocole de soudage 35
2.3.3 Cas de non soudabilité 37
2.4 Caractérisation des soudures 40
2.4.1 Microscopie optique 40
2.4.2 Mesures de microdureté 41
2.4.3 Mesures des températures 41
2.4.4 Écoulements de matière 43
2.4.5 Défauts de soudage 43

3 Outils de modélisation **49**
3.1 Modèle thermique 50
3.1.1 Principe général et géométrie 50
3.1.2 Maillage 51
3.1.3 Conditions imposées et conditions aux limites 51
3.1.4 Source de chaleur 52
3.2 Modèle thermo-fluide local 54
3.2.1 Principe général et géométrie 54
3.2.2 Problème de mécanique des fluides 55
3.2.3 Problème thermique 58
3.2.4 Versions du modèle thermo-fluide local 59
3.2.5 Couplage et conditions de convergence 61
3.2.6 Remarques sur le modèle thermo-fluide local 62
3.3 Modélisation globale du FSW Bobbin Tool 62
3.3.1 Principe général 62
3.3.2 Couplage et conditions de convergence 63
3.3.3 Écoulements de matière 63
3.3.4 Combinaison 66
3.3.5 Règle des débits 66

4 Résultats **69**
4.1 Résultats expérimentaux 70
4.1.1 Résultats des essais de soudage 70
4.1.2 Résultats des essais instrumentés 73
4.2 Synthèse des résultats expérimentaux 76
4.2.1 Effets thermiques des paramètres de soudage 76
4.2.2 Effets des conditions d'essai sur la soudabilité : dimension des outils, conductivité thermique, épaisseur de tôle et outillage . 82
4.2.3 Vitesse d'avance, *pin force*, effort F_y et effet de convergent . . 85
4.2.4 Largeur de zone malaxée, écoulements de matière, diamètre de pion, effort F_x et vitesse de rotation 88
4.2.5 Conclusion sur les résultats expérimentaux 91
4.3 Simulation numérique et confrontation aux résultats expérimentaux . 92
4.3.1 Modélisation thermique du FSW Bobbin Tool 92
4.3.2 Modélisation thermo-fluide du noyau soudé 99
4.3.3 Modélisation globale du FSW Bobbin Tool 111

4.3.4 Conclusion sur la simulation numérique 113

5 Prédiction du domaine de soudabilité FSW Bobbin Tool 117
5.1 Modélisation du domaine de soudabilité 118
5.1.1 Paramètres clé du FSW Bobbin Tool 118
5.1.2 Domaine de modélisation et paramètres d'entrée 119
5.1.3 Résultats et confrontation à l'expérience 122
5.1.4 Conclusion et remarques 126
5.2 Prédiction du domaine de soudabilité 127
5.2.1 Influence du matériau 128
5.2.2 Influence de la dimension des outils 129
5.2.3 Influence de l'outillage 129
5.2.4 Influence de l'épaisseur à souder 131
5.2.5 Conclusion 132

Conclusion 137

Annexes 141

Notations et symboles

Symbole	Définition
a	Diffusivité thermique ($m^2.s^{-1}$)
C	Couple (N.m)
C_p	Capacité calorifique massique ($J.kg^{-1}.°C^{-1}$)
d_c	Débit de contournement ($m^3.s^{-1}$)
d_e	Diamètre de couronne externe d'un épaulement à marche (mm)
d_i	Diamètre de couronne interne d'un épaulement à marche (mm)
d_m	Débit massique à l'entrée du modèle thermique ($kg.m^{-2}.s^{-1}$)
d_p	Diamètre de pion (mm)
d_r	Débit de rotation ($m^3.s^{-1}$)
d_s	Diamètre d'épaulement de type *Scroll* (mm)
d_v	Diagonale moyenne de l'empreinte Vickers (mm)
e	Epaisseur de la tôle (mm)
E	Énergie de soudage ($J.m^{-1}$)
f	Coefficient de frottement au sens de Coulomb
F	*Feedrate* ($mm.tr^{-1}$)
F_p	*Pin force*, effort de pincement entre épaulements (kN)
F_v	Charge de l'indenteur Vickers (N)
F_x	Effort transverse à la direction de soudage (kN)
F_y	Effort parallèle à l'avance de l'outil (kN)
k	Conductance de contact ($W.m^{-2}.°C^{-1}$)
K	Consistance ($MPa.s^m$)
m	Coefficient de sensibilité à la vitesse de déformation
$\bar{m}$	Coefficient de frottement au sens de Tresca
$\vec{\boldsymbol{n}}$	Vecteur normal à la surface
p	Densité surfacique de puissance de soudage ($W.m^{-2}$)
P	Puissance de soudage (W)
p_c	Pression de contact (MPa)
$q^{friction}$	Densité surfacique de puissance générée par friction ($W.m^{-2}$)
$q^{plastic}$	Densité volumique de puissance générée par déformation plastique ($W.m^{-3}$)
Q	Coefficient de sensibilité à la température ($kJ.mol^{-1}$)
$Q^{friction}$	Puissance générée par friction (W)
$Q^{plastic}$	Puissance générée par déformation plastique (W)

Symbole	Définition
r_d	Rapport des débits
r_s	Rayon de l'épaulement de type *Scroll* (mm)
r_{loc}	Rayon du modèle thermo-fluide local (mm)
r_p	Rayon du pion (mm)
R	Constante universelle des gaz parfaits (8.314 J.mol^{-1}.K^{-1})
S	Surface de la source de chaleur (m^2)
S_e	Surface de l'épaulement (m^2)
T	Température (°C)
T_{in}	Température à l'entrée du modèle thermique global (°C)
T_l	Température de fusion ou liquidus (°C)
T_{max}	Température maximale dans le modèle thermo-fluide local (°C)
T_{moy}	Température moyenne dans le modèle thermo-fluide local (°C)
T_s	Température de solidification ou solidus (°C)
T_1	Température de surface de la tôle (°C)
T_2	Température de surface des éléments de bridage (°C)
u	Vitesse de la matière (m.s^{-1})
u_0	Vitesse initiale de la matière (m.s^{-1})
$v*$	Vitesse virtuelle (m.s^{-1})
$\boldsymbol{v_c}$	Champ de vitesse de contournement (m.s^{-1})
$\boldsymbol{v_r}$	Champ de vitesse de rotation (m.s^{-1})
V_a	Vitesse d'avance ou vitesse de soudage (mm.min^{-1})
V_r	Vitesse de rotation (tr.min^{-1})
$w*$	Champ virtuel de température (°C)
X	Axe transverse à la direction de soudage
X_m	Largeur de zone malaxée (mm)
Y	Axe parallèle à la direction de soudage
Z	Axe vertical à la soudure
β	Coefficient d'efficacité énergétique
γ	Distribution de coefficient d'entrainement de la matière
Γ	Frontière du modèle thermo-fluide local
δ	Coefficient d'entraînement de la matière
ϵ	Déformation
$\dot{\epsilon}$	Vitesse de déformation (s^{-1})
λ	Conductivité thermique (W.m^{-1}.°C^{-1})
μ	Viscosité dynamique (MPa.s)
ρ	Masse volumique (kg.m^{-3})
σ	Contrainte d'écoulement(MPa)
$\tau_{Coulomb}$	Contrainte maximale de Coulomb
$\tau_{contact}$	Contrainte de cisaillement de contact sous l'épaulement
τ_{Tresca}	Contrainte maximale de Tresca
ϕ_c	Flux de chaleur échangé à l'interface coupon-outillage (W.m^{-2})
ω	Vitesse angulaire de rotation (rad.s^{-1})
Ω	Domaine du modèle thermo-fluide local

Symbole	Définition
$\vec{}$	Vecteur
$\underset{\sim}{}$	Tenseur d'ordre deux
$\underset{\approx}{}$	Tenseur d'ordre quatre
$\bar{}$	Grandeur équivalente au sens de Von Mises
∇	Opérateur gradient
div	Opérateur divergence
Δ	Opérateur laplacien
^{t}	Opérateur transposé
$\otimes$	Produit tensoriel
:	Produit doublement contracté
AS	*Advancing side*
FSW	Friction Stir Welding
L	Sens long de la tôle, sens de laminage
LT	Sens travers long de la tôle
ST	Sens travers court de la tôle
RS	*Retreating side*

Introduction

L'allégement des aéronefs représente depuis toujours un enjeu majeur pour l'industrie aéronautique. Augmentation de la distance franchissable ou de la capacité d'emport, réduction des coûts d'exploitation, de la consommation de carburant et des émissions de gaz à effet de serre sont autant d'arguments susceptibles d'accroître la compétitivité d'un nouvel appareil face à ses concurrents.

Le développement de matériaux novateurs et de technologies d'assemblage associées reste pour les industriels un des axes majeurs de recherche pour les années à venir. Si les futurs gros porteurs, Boeing 787 ou Airbus A350 XWB, semblent vouloir faire la part belle aux matériaux composites, le virage n'est probablement pas définitif et la compétition entre matériaux composites et métalliques s'annonce passionnante.

Dans le domaine des matériaux métalliques, les techniques d'assemblage par soudage présentent de nombreux atouts pour les applications aéronautiques. Elles permettent de réduire voire de supprimer les fixations, les zones de recouvrement et conduisent ainsi à des réductions de masse et de coûts importantes.

Néanmoins, les procédés de soudage classiques par fusion ne s'appliquent pas aux dernières générations d'alliages d'aluminium, à hautes caractéristiques mécaniques à durcissement structural. Dans ce contexte, le procédé de soudage Friction Stir Welding présente des atouts considérables, de nature à rendre compétitives les structures métalliques face à la montée en puissance des matériaux composites. Il permet d'assembler en phase solide tous les alliages d'aluminium, y compris les alliages des séries 2000 et 7000 réputés non soudables, avec de très bonnes caractéristiques mécaniques.

Depuis son invention en 1991, le procédé FSW suscite un engouement croissant aussi bien dans le milieu académique que dans le monde industriel. Le procédé a été l'objet de nombreux travaux de recherche et quelques applications industrielles notables ont vu le jour. Le FSW a également connu quelques améliorations majeures, parmi lesquelles le développement d'outils de soudage avancés de type Bobbin Tool.

Si la technologie Bobbin Tool apporte quelques avantages par rapport au FSW conventionnel, grâce notamment à une flexibilité accrue, elle reste plus complexe à mettre en œuvre. Son développement est confidentiel et l'état de la technique ne permet pas à ce jour de répondre aux multiples besoins industriels.

L'objectif de ces travaux est double. En premier lieu, il s'agit de mieux comprendre les phénomènes physiques mis en jeu au cours du soudage par FSW Bobbin Tool, au travers d'une démarche expérimentale et d'une analyse méthodique des

résultats obtenus. Dans un deuxième temps, une méthodologie permettant de faire face à un problème de soudage industriel sera ébauchée. L'alliage à avionner est-il soudable avec une gamme de paramètres suffisamment large ? Comment décrire le domaine de soudabilité ? Comment celui-ci varie-t-il lorsque les paramètres ou les conditions d'essais évoluent ?

Bien sûr, il ne s'agit pas de répondre à ces problématiques de manière exhaustive, ni même de mettre au point un outil de prédiction industriel. Ces travaux visent à mettre en évidence les corrélations majeures entre paramètres et résultats de soudage et à ébaucher les grandes lignes d'une méthode de prédiction du domaine de soudabilité et de son évolution.

Pour mener à bien ces travaux, trois nuances d'alliages d'aluminium ont été choisies, l'alliage 2139, pouvant être considéré comme une évolution de la famille des nuances 2024 aéronautiques, et deux alliages d'aluminium-lithium de plus faible densité. Ces trois alliages, aux caractéristiques mécaniques élevées, sont des candidats potentiels pour des applications peau de fuselage. Les épaisseurs étudiées dans ces travaux sont représentatives d'une jonction longitudinale de panneaux de fuselage, de l'ordre de 2.5 à 3.5 mm.

Ce document est organisé en cinq chapitres. Le premier est une étude bibliographique consacrée à la présentation du procédé de soudage FSW, de ses caractéristiques, de ses applications industrielles puis de la technologie Bobbin Tool. À la fin de ce chapitre seront présentées les démarches de simulation proposées dans la littérature.

L'ensemble des moyens d'essai et de caractérisation mis en œuvre au cours de ces travaux est présenté au chapitre deux. Les défauts de soudage rencontrés et les cas de non soudabilité y sont également décrits.

Dans le troisième chapitre sont introduits les outils de modélisation utilisés dans ces travaux. A l'échelle globale, le modèle thermique permet de simuler la propagation de la chaleur au cours de la soudure. A l'échelle locale, le modèle thermo-fluide vise à calculer la puissance générée et à prédire les écoulements de matière. L'utilisation couplée de ces deux modèles permet de simuler de manière prédictive le soudage FSW Bobbin Tool.

Les résultats sont présentés au chapitre quatre. Le premier paragraphe, alimenté par les annexes, offre une vision globale des résultats de soudage. Dans une deuxième partie, une synthèse des résultats est proposée, mettant en avant les corrélations principales entre paramètres et résultats. Les résultats de simulation numérique, à de multiples échelles, concluent ce quatrième chapitre.

Enfin, le chapitre cinq est consacré au domaine de soudabilité opératoire, à sa prédiction et à son évolution en fonction des conditions de soudage. Ce chapitre précède la conclusion générale de la thèse où les perspectives seront abordées.

Chapitre 1

Étude bibliographique

Sommaire

1.1 Présentation du Friction Stir Welding 4
1.1.1 Principe général 4
1.1.2 Avantages et inconvénients du procédé FSW 4
1.1.3 Outils de soudage 6
1.1.4 Caractéristiques d'un joint soudé 9
1.1.5 Effets des paramètres de soudage 13
1.1.6 Effets des paramètres matériau 14
1.1.7 Défauts rencontrés en FSW 14
1.1.8 Applications du FSW 14
1.2 Présentation du FSW Bobbin Tool 18
1.2.1 Principe général 18
1.2.2 Avantages et inconvénients du Bobbin Tool 18
1.2.3 Différences entre FSW conventionnel et Bobbin Tool . . . 18
1.2.4 État de l'art du FSW Bobbin Tool 19
1.3 Modélisation du FSW 20
1.3.1 Modèles thermiques 20
1.3.2 Modèles métallurgiques 21
1.3.3 Modèles thermo-mécaniques 22

1.1 Présentation du Friction Stir Welding

1.1.1 Principe général

Le Friction Stir Welding (FSW) ou procédé de soudage par friction malaxage est un procédé de soudage en phase solide, inventé et breveté en 1991 par le TWI [16, 56, 57, 60, 61].

Le principe du FSW, illustré sur la figure 1.1, consiste à déplacer le long du joint à souder un outil rotatif non consommable, équipé d'un épaulement et d'un pion central. La rotation de l'outil génère par friction, principalement sous l'épaulement, un apport de chaleur suffisant pour ramollir localement la matière, qui est malaxée par le pion et transportée à l'arrière de l'outil. Enfin, l'effort vertical exercé sur le joint soudé par l'intermédiaire de l'épaulement contribue, par un effet de forgeage, à consolider le matériau.

Initialement destiné au soudage d'alliages d'aluminium, le FSW permet d'assembler une large gamme de matériaux tels que les alliages de magnésium, de cuivre ou de zinc, les aciers et les titanes sans utilisation de métal d'apport. Contrairement aux techniques de soudage traditionnelles par fusion, la soudabilité métallurgique par FSW a été démontrée pour la majorité des alliages d'aluminium, y compris pour les séries réputées non soudables par les techniques traditionnelles.

La vitesse de rotation V_r et la vitesse d'avance V_a sont les deux paramètres clés du procédé. La vitesse de rotation de l'outil varie de quelques centaines à plusieurs milliers de tours par minute suivant les cas de soudage. La vitesse d'avance, également appelée vitesse de soudage, exprimée en mètres ou millimètres par minute, correspond à la vitesse de déplacement de l'outil le long du joint soudé. Les vitesses de soudage peuvent atteindre jusqu'à 2000 mm.min^{-1} lors du soudage d'alliages d'aluminium de la série 6000. Très utilisé dans la littérature, le rapport F entre la vitesse d'avance et la vitesse de rotation, appelé *feedrate*, exprime l'avance en millimètres par tour.

Le FSW est un procédé dissymétrique comme l'illustre la figure 1.2. Le côté où la vitesse de rotation se cumule à la vitesse d'avance est appelé *advancing side*. Le terme *retreating side* désigne le côté opposé, où les deux vecteurs vitesses sont de sens opposé.

1.1.2 Avantages et inconvénients du procédé FSW

Le procédé FSW est un procédé particulièrement innovant aux multiples avantages.

Tout d'abord, il s'agit d'un procédé de soudage en phase solide. Les températures atteintes restent inférieures à la température de solidification du matériau, évitant ainsi la formation de défauts liés à la solidification du bain fondu tels que les porosités ou les fissures rencontrées habituellement avec les procédés de soudage traditionnels par fusion. Pour cette raison, le FSW est considéré comme l'unique procédé capable de souder les alliages d'aluminium aéronautique de dernière génération.

Le FSW est un procédé purement mécanique et facile à automatiser. Il est égale-

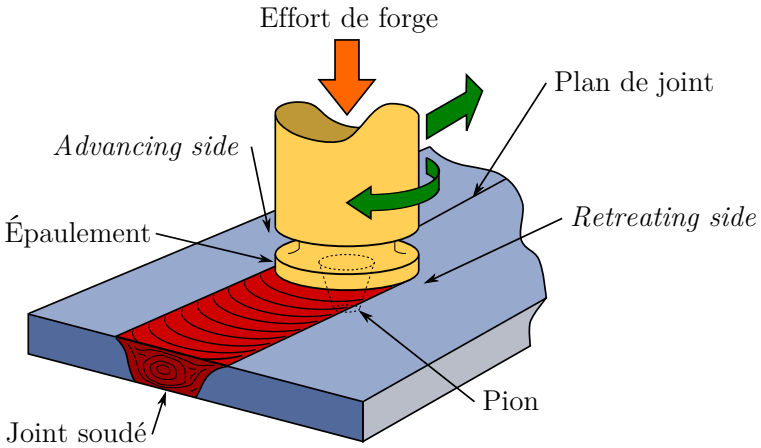


Figure 1.1 – Principe général du FSW [60]

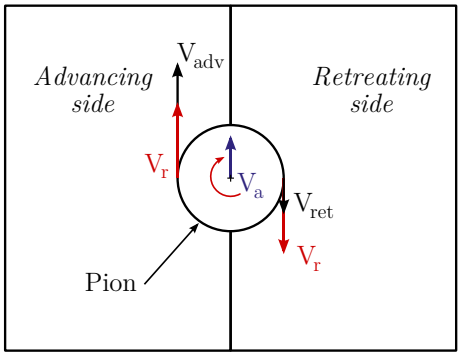


Figure 1.2 – Dissymétrie du procédé FSW - *Advancing side* et *retreating side*

ment écologique car aucun matériau d'apport ou gaz n'est nécessaire et il ne produit pas de fumée.

Les possibilités d'assemblage offertes par le FSW sont nombreuses. La gamme d'épaisseur s'étend de la tôle mince, de l'ordre du millimètre, au profilé ou forgé massif soudable en une seule passe jusqu'à 20 mm d'épaisseur environ. Le FSW ne se limite pas à l'assemblage de pièces en configuration bord à bord, il permet de réaliser des soudures par transparence ou des soudures en coin. La figure 1.3 illustre quelques configurations possibles. Enfin, le FSW permet de souder une large gamme de matériaux, alliages légers et métaux durs, en configuration homogène ou hétérogène : aluminium-aluminium, aluminium-cuivre, aluminium-magnésium...

Le FSW permet d'obtenir des joints soudés aux caractéristiques mécaniques élevées, généralement supérieures à celles des soudures obtenues au moyen des techniques traditionnelles par fusion. Les températures atteintes en FSW sont relativement faibles limitant ainsi les déformations engendrées par les cycles de soudage.

Malgré tout, le procédé FSW présente certaines contraintes. Tout d'abord, les efforts de soudage verticaux, nécessaires à la consolidation du joint, sont considérables. Les structures de machines et d'outillages de bridage doivent être très robustes, au

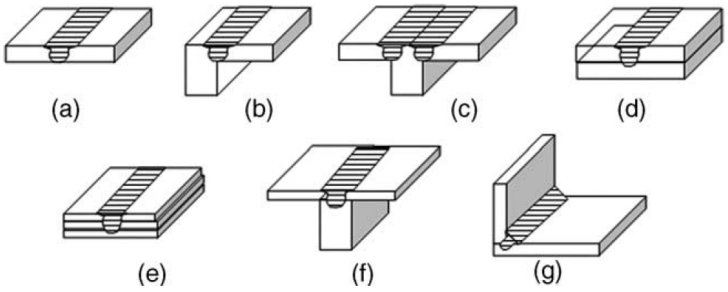


Figure 1.3 – Configurations de soudage [16]

détriment de la flexibilité. Une barre support, appelée également enclume, au profil de la pièce est également nécessaire, ce qui limite les trajectoires à des géométries relativement simples.

Le risque de défaut de racine constitue le deuxième inconvénient du FSW. Ce défaut est le résultat d'une pénétration insuffisante de l'outil, il peut être assimilé à un manque de collage à la racine du joint soudé. L'absence de défaut de racine est difficile à garantir au cours du soudage et seules les méthodes destructives permettent de détecter de manière fiable la présence d'un défaut de racine.

L'utilisation d'outils de FSW avancés, en particulier le Bobbin Tool, qui sera présenté au paragraphe 1.2, permet de dépasser ces limitations.

1.1.3 Outils de soudage

Bien que ne s'agissant pas d'un paramètre de soudage au sens strict du terme, l'outil de soudage est au cœur du procédé. Son design et ses dimensions doivent être parfaitement adaptés au cas de soudage. Depuis l'invention du procédé, les outils de soudage ont considérablement évolué, principalement de manière empirique et parfois avec le support de travaux de modélisation. Constitué d'un pion et d'un épaulement, l'outil de FSW joue trois rôles essentiels :

- générer suffisamment de chaleur pour rendre le matériau pâteux,
- déformer plastiquement ou malaxer la matière sur toute l'épaisseur de la tôle,
- consolider le joint à l'arrière de l'outil sans perte de matière.

Design des outils de soudage

À l'origine du procédé, l'outil de soudage est constitué d'un pion cylindrique et d'un épaulement au profil concave, permettant de contenir la matière malaxée. Du fait de sa concavité, un angle d'inclinaison de l'outil, appelé *tilt angle*, est généralement nécessaire. Cet angle, variant de 1 à 3 °, permet d'assurer une parfaite consolidation du joint soudé à l'arrière de l'outil.

À partir du design original, de nombreuses variantes d'outils ont été introduites. Dans leurs travaux, Elangovan et Balasubramanian [21] ont cherché à évaluer l'influence du profil du pion sur la qualité du joint soudé. D'autres auteurs ont montré que l'utilisation d'un pion au profil conique permettait de réduire le risque de défaut

à la racine du joint soudé, mais également de diminuer sensiblement l'effort parallèle à l'avance de l'outil [66]. Thomas et Gittos [59] ont mis en évidence dans leurs travaux l'intérêt des plats sur le pion en vue d'améliorer la circulation orthoradiale de la matière autour de l'outil.

L'ajout d'un filetage sur le pion a été adopté de manière quasi-unanime ; ce dernier permet d'imposer un mouvement vertical au matériau ce qui augmente considérablement le malaxage. La figure 1.4 illustre quelques exemples de pions.

Thomas et al. [58] ont plus récemment démontré l'intérêt de maximiser le rapport entre le volume dynamique, c'est-à-dire le volume balayé lors d'une rotation, et le volume de l'outil, toujours dans le but d'optimiser le malaxage. Leurs travaux ont abouti à des outils aux designs plus complexes, asymétriques ou à excentrique.

Les chercheurs du TWI ont démontré qu'il était très difficile de souder sans défaut, au moyen d'outils classiques, les épaisseurs supérieures à 12 mm. L'introduction d'outils aux designs plus agressifs illustrés à la figure 1.5 (Whorl™, Triflute™), avec goujures, ont permis de souder des tôles de 25 mm d'épaisseur sans défaut, tout en améliorant les vitesses d'avance et en réduisant les efforts de soudage. Colegrove et al. [11] ont démontré qu'avec de tels outils (Trivex™), les efforts parallèles à l'avance étaient fortement réduits.

Dans le même temps, les designs des épaulements ont également évolué offrant ainsi de nouvelles possibilités. Dawes et Thomas [16] ont conçu un épaulement qui permet de souder outil normal à la surface de la tôle. Il s'agit d'un épaulement plan présentant en surface des spirales usinées, de telle sorte que la matière soit ramenée vers le centre de la soudure lorsque l'outil est en rotation. Cet épaulement, baptisé *Scroll Shoulder*, a été rapidement adopté et fait aujourd'hui référence dans la communauté FSW. D'autres designs d'épaulements ont été imaginés dans le but de contenir la matière autour du pion. Quelques exemples d'épaulements sont présentés à la figure 1.6.

Dimensions des outils de soudage

Le dimensionnement des outils de soudage fait appel à des règles empiriques issues de l'expérience de chaque soudeur. Les dimensions des outils sont généralement conditionnées par l'épaisseur du matériau à souder.

Une étude basée sur les données relevées dans la littérature, réalisée par Dubourg et Dacheux [20], a révélé que le diamètre du pion équivaut approximativement à l'épaisseur du matériau à souder. Le diamètre de l'épaulement est statistiquement égal à 2.3 fois l'épaisseur de l'échantillon additionné de 7 mm. Néanmoins, comme l'illustre la dispersion des points sur la figure 1.7, ces règles de dimensionnement sont relativement souples. Ainsi, un même outil permet de souder une large gamme d'épaisseurs.

Matériaux des outils

Tous les matériaux utilisés pour réaliser les outils FSW présentent d'excellentes caractéristiques mécaniques à chaud.

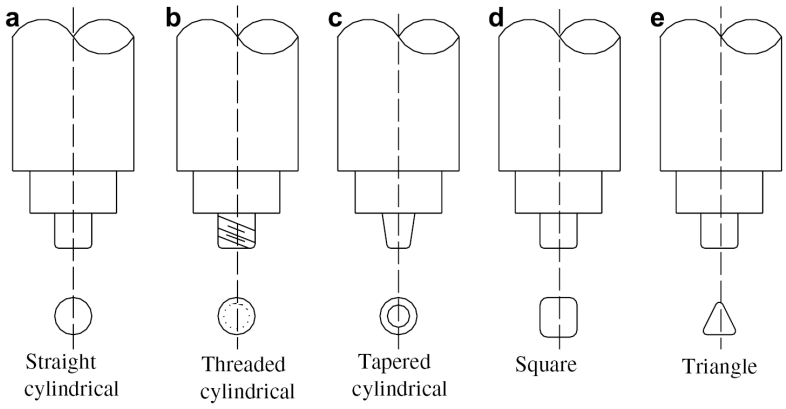


Figure 1.4 – Quelques exemples de designs de pions [21]

Figure 1.5 – Outil de type MX Triflute™[59]

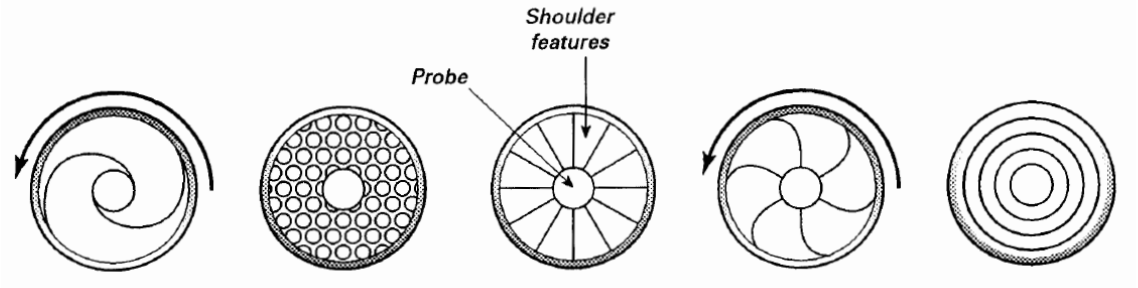


Figure 1.6 – Design d'épaulements [16]

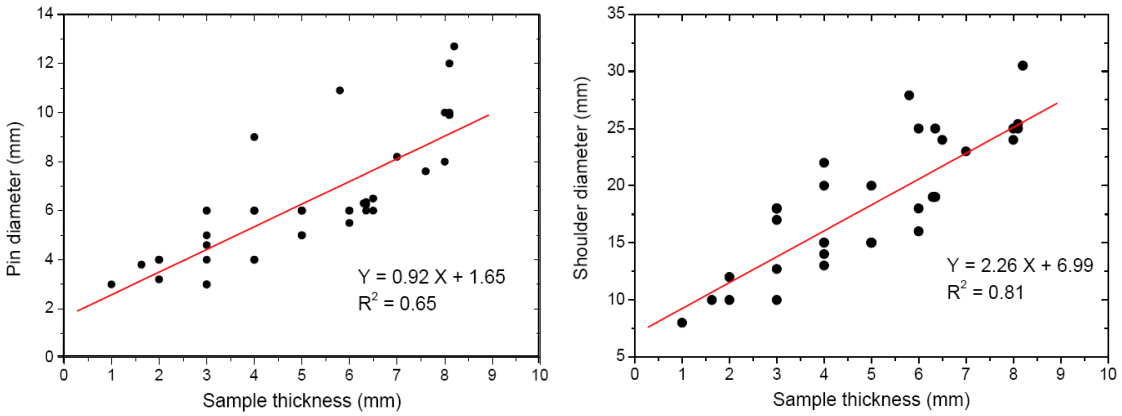


Figure 1.7 – Étude statistique des diamètres d'outils [20]

Pour les alliages légers, les matériaux les plus communément utilisés sont des aciers à outil (acier pour travail à chaud - AISI H13 par exemple - ou Dievar®- alliage de Chrome, Molybdène, Vanadium) ou des alliages réfractaires (superalliages à base cobalt - MP159®, à base nickel - Inconel®, W-Re, W-La) [9, 14].

Le soudage des matériaux durs ou à très haut point de fusion nécessite l'utilisation d'outils de type superalliages ou céramiques techniques : carbure de tungstène (H10F Sandvik), nitrure de bore cubique (PCBN - Polycristalline Cubic Boron Nitride)... Ces matériaux sont caractérisés par une dureté extrême, une excellente tenue à chaud mais également une grande fragilité [20, 52].

1.1.4 Caractéristiques d'un joint soudé

Microstructure

L'étude de la microstructure d'un joint soudé a fait l'objet d'un très grand nombre de publications [34, 39, 44, 53]. L'examen macrographique d'une section transverse d'un joint soudé, proposé à la figure 1.8, permet de mettre en évidence le caractère hétérogène du joint. La figure 1.9 illustre les trois zones caractéristiques d'un joint soudé : la zone affectée thermiquement, la zone affectée thermo-mécaniquement et le noyau soudé. Le procédé FSW étant dissymétrique de part et d'autre de l'axe de soudage, le joint ne présente pas exactement la même morphologie à l'*advancing side* et au *retreating side*.

A. Métal de base (MB)

Dans le métal de base, loin du passage de l'outil, le matériau n'est pas affecté par le cycle de soudage. Il conserve sa microstructure et ses propriétés initiales.

B. Zone affectée thermiquement (ZAT)

Dans la ZAT, le matériau est soumis à un cycle thermique mais n'est pas déformé plastiquement. Généralement, la microstructure reste similaire à celle du matériau

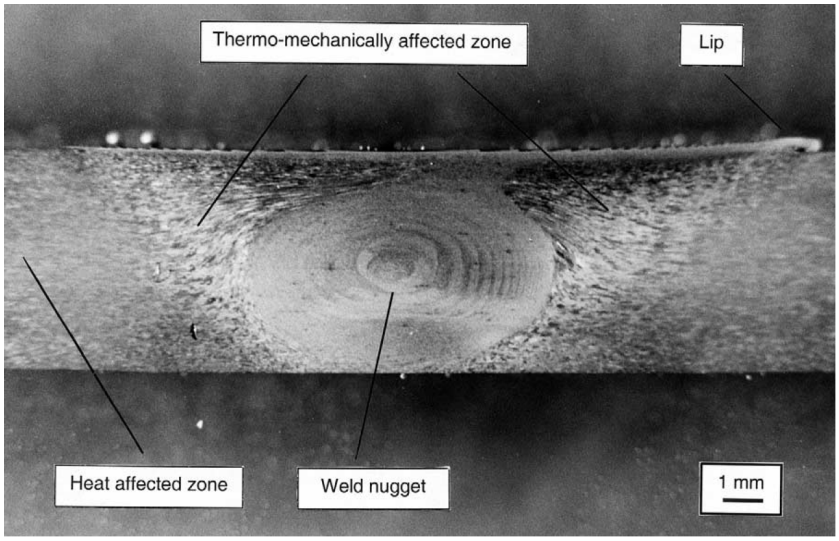
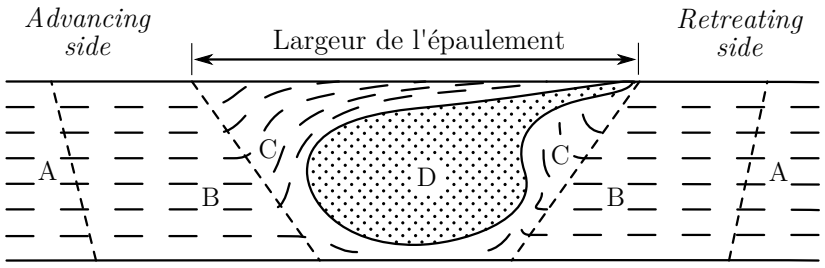


Figure 1.8 – Examen macrographique d'une coupe transverse de joint FSW [4]



A : Métal de base (MB)
B : Zone affectée thermiquement (ZAT)
C : Zone affectée thermomécaniquement (ZATM), déformée plastiquement, avec recristallisation partielle par endroits
D : Noyau soudé (NS), recristallisé dynamiquement

Figure 1.9 – Définitions des zones microstructurales d'un joint soudé FSW [60]

de base. En revanche, la ZAT est le siège de modifications importantes de l'état de précipitation du matériau ; on observe en particulier un grossissement des précipités mais également l'apparition de zones dénuées de précipités.

C. Zone affectée thermo-mécaniquement (ZATM ou TMAZ)

La ZATM désigne la zone de transition entre la ZAT et le noyau soudé. Dans cette zone, le matériau est soumis à d'importantes déformations plastiques et à un cycle thermique. La ZATM est caractérisée par une microstructure fortement déformée mais les taux de déformations insuffisants ne permettent pas d'engager le processus de recristallisation.

D. Noyau soudé

Le noyau soudé est soumis à de hautes températures et de très grandes déformations. Il est le siège d'un phénomène de recristallisation dynamique continue, dont le résultat est une microstructure à grains fins, de l'ordre de 1 à 10 microns, équiaxes, avec une faible densité de dislocation [31, 43].

Écoulements de matière

La microstructure si particulière d'un joint soudé par FSW est fortement liée aux écoulements de matière au cours du soudage. Leur cinématique est peu ou mal connue car très complexe à étudier. À ce jour, la méthode d'insertion de marqueurs constitue un des seuls moyens de caractérisation de ces écoulements. Elle consiste à insérer un ou plusieurs marqueurs de composition diverse (cuivre, aluminium, titane, acier...) dans le matériau et à utiliser ces marqueurs comme traceurs. Le matériau doit idéalement posséder des caractéristiques semblables à celles du matériau de base, en particulier en ce qui concerne sa capacité à se déformer et ses caractéristiques thermiques. Ces marqueurs peuvent être continus, sous la forme de feuillards ou fils, ou bien discrets, billes, poudre... Deux techniques d'investigation permettent après soudure d'exploiter la distribution des traceurs dans la soudure :

- les coupes métallographiques, longitudinales ou transverses, permettent après attaque chimique de révéler la répartition des marqueurs dans le plan de coupe,
- les méthodes de radiographie ou de tomographie permettent d'évaluer la densité du marqueur dans les différentes zones du joint.

Un certain nombre de tentatives expérimentales de visualisation des écoulements de matière ont été publiées dans la littérature [18, 27, 33, 48, 68]. Colligan [13] a utilisé des billes d'acier de faible diamètre pour mettre en évidence deux types de comportements. À proximité immédiate de l'épaulement, les écoulements sont chaotiques et le matériau est poussé vers la racine du joint sous l'effet de l'épaulement. Plus loin de l'épaulement, la distribution des billes à l'arrière de l'outil est linéaire, avec un léger décalage vertical. Les résultats de ces travaux sont illustrés à la figure 1.10.

Dans les travaux de Seidel et Reynolds [49], des marqueurs en aluminium ont été positionnés transversalement au joint soudé alternativement à l'*advancing side* et au *reteating side*. Les écoulements observés montrent une dissymétrie par rapport à l'axe

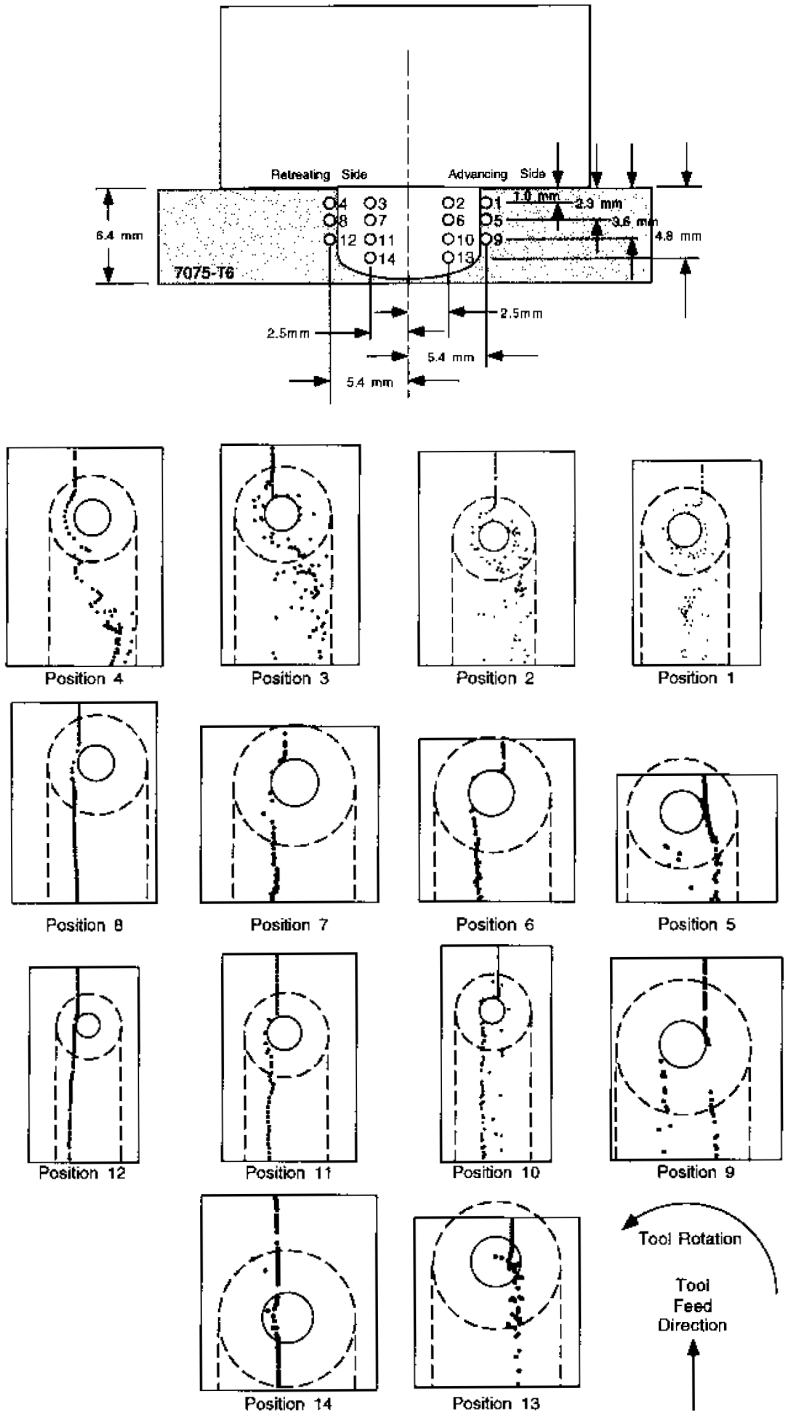


Figure 1.10 – Distribution des billes d'acier après soudage en fonction de leur position originelle [13]

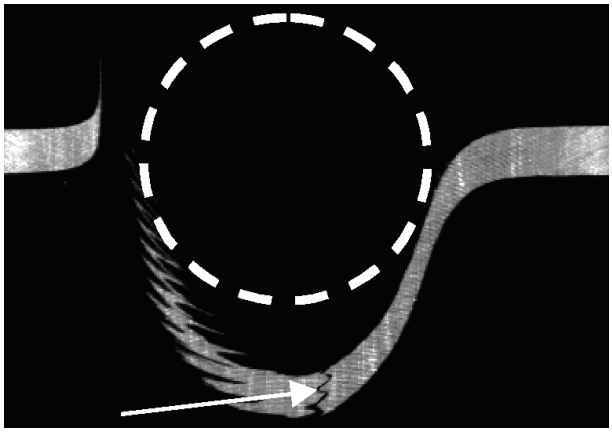


Figure 1.11 – Distribution du marqueur après soudage par combinaison de deux images [49]

de soudage. Des mouvements importants de matière ont été constatés verticalement à proximité de l'épaulement. Enfin, le déplacement du marqueur le long de l'axe de soudage n'excède pas le diamètre du pion. La figure 1.11 combine deux clichés longitudinaux du joint soudé, provenant de l'*advancing sid*e et du *retreating side*.

D'autres auteurs ont mis en évidence les taux de déformation importants subis par le matériau à l'*advancing side* alors que ceux-ci sont moindres au *retreating side* [28]. Enfin, des déformations importantes à proximité de l'épaulement sont observées dans une grande majorité des travaux menés sur le sujet [29, 48, 67]. Cette zone est généralement désignée par le terme *flow arm*.

1.1.5 Effets des paramètres de soudage

Les effets des principaux paramètres de soudage sur la température, décrits dans un grand nombre de publications, sont généralement bien connus.

L'augmentation de la vitesse de rotation s'accompagne d'une augmentation de la température maximale atteinte dans le noyau soudé [1, 42, 55]. L'accroissement de l'effort de soudage contribue également à augmenter la température maximale. À l'inverse, celle-ci diminue lorsque la vitesse d'avance augmente.

Tous les auteurs s'accordent à dire que la température maximale dans le noyau ne dépasse pas la température de fusion du matériau, les températures maximales rencontrées étant généralement comprises entre 400 et 500 °C [31, 39, 43, 44, 55]. D'après Arbegast et Hartley [1], celles-ci évoluent entre $0.6 \times T_f$ et $0.9 \times T_f$. D'autre part, dans les travaux de Tang et al. [55], des thermocouples insérés dans la soudure ont révélé que la température dans le noyau soudé était homogène alors que de forts gradients sont constatés en bordure de joint soudé.

L'effet des paramètres de soudage sur le malaxage du matériau est moins connu. Il est généralement admis que l'augmentation de la vitesse d'avance entraine une réduction du malaxage pouvant conduire à l'apparition de défauts de soudage. Très peu de données expérimentales sont disponibles quant à l'influence de la vitesse de rotation sur l'entrainement de matière.

1.1.6 Effets des paramètres matériau

Les principaux paramètres matériau susceptibles d'agir sur la soudabilité sont les propriétés rhéologiques, métallurgiques et thermiques.

Les propriétés rhéologiques décrivent le comportement d'un matériau soumis à une déformation à chaud. Deux matériaux aux propriétés rhéologiques différentes ne réagiront pas de la même manière au soudage par FSW ou à tout autre procédé thermo-mécanique de mise en forme. Les alliages des séries 5000 et 6000 sont considérés comme facilement soudables par FSW, car leurs faibles contraintes d'écoulement à forte température les rendent tolérants à la déformation. Dans notre étude, les propriétés rhéologiques des trois matériaux étudiés, présentées au paragraphe 2.2.2, différent très peu.

Les transformations métallurgiques en cours de soudage, principalement les phénomènes de recristallisation dynamique continue, restauration ou précipitation, modifient les propriétés rhéologiques du matériau et agissent ainsi sur la soudabilité d'un alliage. L'étude de ces transformations n'est cependant pas l'objet de ces travaux.

Enfin, les propriétés thermiques décrivent la capacité d'un alliage à s'échauffer et à diffuser la chaleur. Si de nombreuses études publiées dans la littérature ont montré l'effet des paramètres de soudage sur la température, l'influence des propriétés thermiques d'un alliage sur la soudabilité n'a pas été étudiée. Pourtant, comme dans tout procédé de soudage, il s'agit d'un point essentiel que l'on se propose d'étudier tout particulièrement dans nos travaux.

1.1.7 Défauts rencontrés en FSW

Chen et al. [6] et Threadgill [61] ont dressé une liste des principaux défauts rencontrés en FSW.

Le flash est le premier défaut rencontré, bien que le terme imperfection soit plus adapté pour désigner cette perte de matière plastifiée en bordure d'épaulement.

Le défaut de type cavité ou *void* désigne un défaut volumique, pouvant être assimilé à un manque de matière et qui résulte de paramètres de soudage inadéquats.

Le résidu de plan de joint ou *joint line remnant* est un défaut surfacique ; il désigne un dépôt de particules d'oxyde provenant du plan de joint original. Le défaut de racine ou *root flaw* désigne un manque de collage à la racine du joint soudé.

À l'exception du défaut de racine, tous les défauts présentés dans ce paragraphe sont également rencontrés en FSW Bobbin Tool. Cette liste n'est néanmoins pas exhaustive, nous avons rencontré dans ces travaux un certain nombre de défauts supplémentaires, spécifiques au FSW Bobbin Tool, qui seront détaillés au paragraphe 2.4.5.

1.1.8 Applications du FSW

Depuis son invention en 1991, le FSW a connu un développement particulièrement rapide et un succès croissant. Plusieurs applications industrielles remarquables

ont vu le jour, principalement dans les domaines de l'industrie navale, du transport terrestre et de l'industrie aérospatiale.

Le FSW est utilisé en Norvège depuis 1996 pour la fabrication industrielle de structures de bateaux rapides en aluminium, telles que des panneaux de coques, de ponts ou de plateformes. Au Japon, le FSW est utilisé pour la fabrication de matériel ferroviaire (rames de métro, plancher du train à grande vitesse Shinkansen, ...) . Dans le domaine aérospatial, le FSW intervient dans la fabrication de réservoirs cryogéniques en alliage d'aluminium-lithium.

Plus récemment, le FSW a fait son apparition sur l'avion léger Eclipse 500 (Eclipse Aviation) en remplacement de rivets pour l'assemblage des lisses et des cadres sur les panneaux de fuselage (263 cordons soit 136 mètres de soudure en remplacement de 7378 rivets) [7].

Au sein du groupe EADS, l'étape d'industrialisation du FSW n'a pas encore été franchie. Malgré l'introduction massive de matériaux composites, les applications potentielles du FSW d'alliages d'aluminium demeurent nombreuses.

Le panneau extrados de caisson central Airbus, actuellement réalisé par rivetage du raidisseur sur la peau, pourrait être le premier cas d'industrialisation du FSW dans le groupe. La nouvelle conception étudiée est basée sur une ébauche intégrale constituée de panneaux extrudés autoraidis, d'épaisseur 10 mm, en alliage d'aluminium de la série 7000, soudés bord à bord par FSW [36].

D'autres applications sont visées, en particulier au niveau de l'assemblage d'éléments de fuselage ou de pointe avant :

- joints longitudinaux : remplacement de l'assemblage complexe par rivetage (avec surépaisseur) par un simple joint FSW bord à bord [32],
- joints circonférentiels : soudure FSW entre deux cadres en remplacement des rivets.

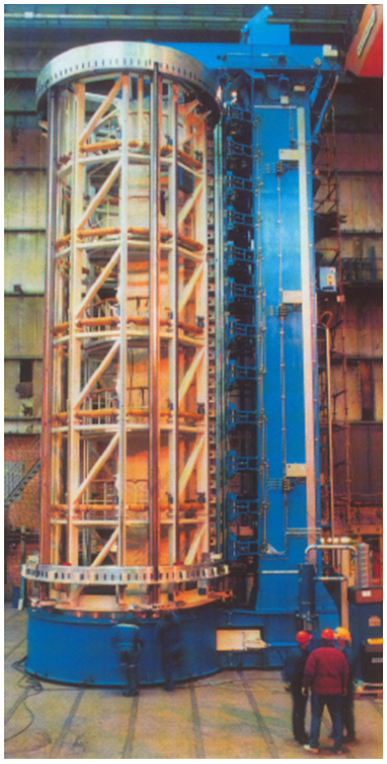


Figure 1.12 – Réservoir cryogénique chez Boeing Space

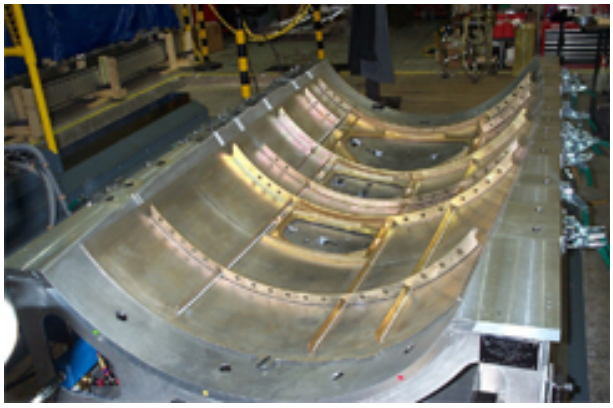


Figure 1.13 – Panneau de fuselage soudé par FSW sur Eclipse 500

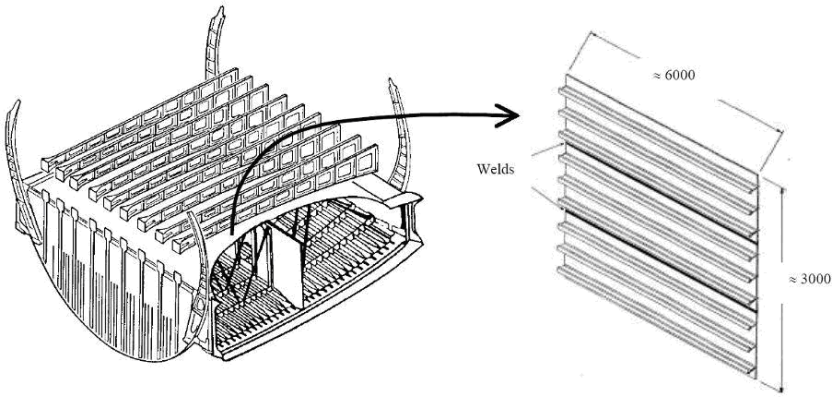


Figure 1.14 – Application caisson central Airbus - Soudage bord à bord de panneaux extrudés autoraidis [36]

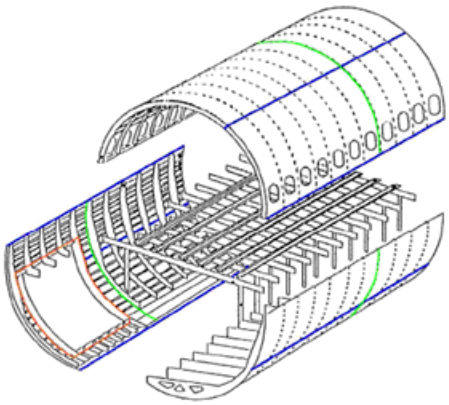


Figure 1.15 – Applications potentielles du FSW au fuselage

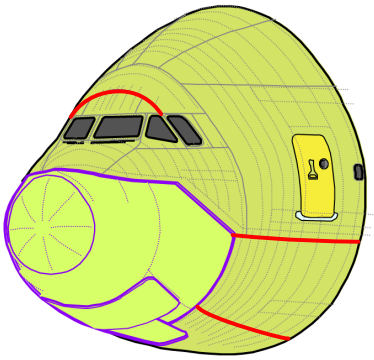


Figure 1.16 – Applications potentielles du FSW à la pointe avant

1.2 Présentation du FSW Bobbin Tool

1.2.1 Principe général

Le FSW Bobbin Tool est une évolution du FSW conventionnel dont le principe, illustré sur la figure 1.17, repose sur l'utilisation d'un outil de soudage avancé de type bobine.

L'outil Bobbin Tool est constitué de deux parties : un épaulement supérieur alésé et un épaulement inférieur fixé au pion pouvant coulisser à l'intérieur de l'épaulement supérieur. Les deux épaulements tournent à la même vitesse de rotation et sont pilotés indépendamment suivant l'axe vertical, permettant ainsi d'appliquer l'effort de soudage par pincement.

Un outil Bobbin Tool peut être piloté en effort ou en position suivant les cas de soudage. En effort, l'épaulement inférieur est piloté de telle sorte que l'effort de pincement de la tôle est maintenu à une consigne spécifiée par l'utilisateur. L'ensemble épaulement inférieur et épaulement supérieur est généralement piloté à un effort résultant nul. En position, les deux épaulements sont pilotés indépendamment à une altitude spécifiée par l'utilisateur.

1.2.2 Avantages et inconvénients du Bobbin Tool

Le Bobbin Tool présente des améliorations majeures par rapport au procédé FSW conventionnel. Tout d'abord, les efforts de soudage sont réduits de l'ordre de 4 à 8 fois. Comparés au FSW conventionnel, ces efforts ne sont pas transmis à la tôle, ils restent dans la tête. Ce caractère auto-supportant du procédé est d'ailleurs à l'origine du terme *Self Reacting Tool* également utilisé pour désigner un outil de type Bobbin Tool. Aucune barre support n'est nécessaire, ce qui permet ainsi la réalisation de pièces plus complexes, aux courbures multiples. Pour cette même raison, les structures de machines et d'outillages peuvent être allégées. Le Bobbin Tool permet ainsi une plus grande flexibilité et rend plus aisée la robotisation du procédé.

Le deuxième avantage du Bobbin Tool est le caractère symétrique de l'outil. La chaleur est générée par les deux épaulements, de part et d'autre de la tôle à souder, permettant ainsi de souder des pièces de plus forte épaisseur, jusqu'à 30 mm. Un joint soudé est parfaitement symétrique par rapport à la mi-épaisseur.

Enfin, l'outil Bobbin Tool est totalement traversant, écartant tout risque de défaut de racine rencontré en FSW conventionnel. Cet aspect constitue un avantage de taille en faveur du Bobbin Tool.

Cependant, pour des raisons que nous aurons tout le loisir d'aborder dans la suite de ce document, le procédé Bobbin Tool semble plus délicat à mettre en œuvre.

1.2.3 Différences entre FSW conventionnel et Bobbin Tool

Bien que le FSW Bobbin Tool ne soit qu'une évolution du procédé FSW conventionnel, les deux technologies présentent trois différences majeures.

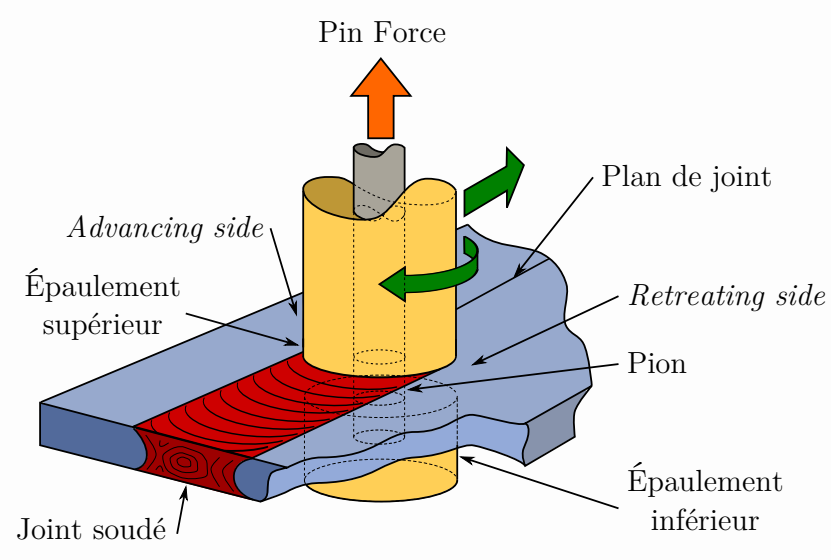


Figure 1.17 – Présentation du FSW Bobbin Tool

Tout d'abord, les configurations dissemblables d'outillage de bridage sont à l'origine de comportements thermiques fondamentalement différents entre les deux procédés. L'outillage de FSW conventionnel est particulièrement propice aux échanges de chaleur, en particulier au niveau de la racine du joint soudé où le contact est intime entre coupon et barre support. La chaleur générée par l'épaulement est aussitôt évacuée dans la barre support. À l'inverse, en Bobbin Tool, l'évacuation de la chaleur n'est possible qu'à l'arrière de l'outil et latéralement dans l'outillage. La section de la tôle agit à la manière d'un goulet d'étranglement.

Les géométries des outils de FSW conventionnel et Bobbin Tool sont à l'origine de cinématiques différentes. La racine d'un joint soudé par FSW conventionnel n'est pas déformée contrairement au FSW Bobbin Tool où la soudure est complètement malaxée. D'un point de vue thermique, la génération de chaleur est symétrique en FSW Bobbin Tool alors qu'elle a lieu préférentiellement en face supérieure du coupon en FSW conventionnel.

Enfin, bien que les efforts de soudage soient réduits en FSW Bobbin Tool, la présence de l'épaulement inférieur entraine une sollicitation mécanique du pion très importante et constitue une limite technologique.

1.2.4 État de l'art du FSW Bobbin Tool

Malgré les nombreux avantages que présente le FSW Bobbin Tool, cette variante du FSW reste aujourd'hui très confidentielle. Peu d'organisations travaillent sur le développement de la technologie Bobbin Tool et une quantité limitée d'informations est publiée sur le sujet. Seule une dizaine de sociétés, dont Boeing et Lockheed Martin sont connues pour développer le procédé, chacune d'elle possédant sa propre expérience et son propre savoir-faire. La seule application industrielle du Bobbin Tool, à ce jour, est le réservoir de la navette Lockheed Martin.

Si les quelques publications disponibles sur le sujet présentent des résultats de soudage [15, 36, 54], il est très rare de disposer d'informations sur le design des outils, le choix des paramètres de soudage ou encore les outillages. Ainsi, face à un cas de soudage donné, de nombreuses questions se posent quant au choix des paramètres de soudage optimaux, aux designs d'outil et d'outillage à utiliser.

1.3 Modélisation du FSW

La simulation numérique du FSW a fait l'objet de nombreux travaux et publications ; elle suscite l'intérêt de tous les acteurs du procédé, dont les objectifs à terme sont très variés :

- prédiction des propriétés des soudures : propriétés mécaniques, métallurgiques, contraintes résiduelles et déformations,
- mécanismes thermo-mécaniques de formation d'un joint soudé : simulation du malaxage de la matière, de l'interaction outil-matière, prédiction des défauts de soudage,
- optimisation du procédé : prédiction du domaine de soudabilité, support à l'industrialisation.

Les phénomènes physiques mis en jeu au cours du soudage par FSW sont nombreux, complexes et interagissent fortement les uns avec les autres. Ces phénomènes peuvent être classés en trois catégories distinctes :

- thermiques : apport et propagation de chaleur au sein de la géométrie,
- mécaniques : contraintes et déformations, contact outil-matière,
- métallurgiques : propriétés locales du matériau.

Dans la pratique, les modèles de simulation du procédé FSW ne permettent généralement de traiter qu'une partie des phénomènes mis en jeu.

La simulation thermique du procédé constitue un point de départ aux travaux de modélisation plus complexes. Les champs de température calculés dans la pièce servent de données d'entrée aux modèles métallurgiques, dont l'objectif est la détermination des propriétés mécaniques de la soudure. Ils permettent également de prédire les contraintes résiduelles et les déformations dans la structure soudée. La modélisation des écoulements de matière nécessite la mise en œuvre de modèles thermo-mécaniques ou thermo-fluides.

1.3.1 Modèles thermiques

Les modèles thermiques visent à décrire les phénomènes de propagation de chaleur au sein du matériau au cours du soudage. À partir d'une puissance injectée dans le matériau, le champ de température est calculé par résolution de l'équation de la chaleur, en régime transitoire ou stationnaire.

Lorsque les propriétés thermiques du matériau sont connues, la puissance injectée constitue l'unique donnée d'entrée du modèle. La validité d'un tel modèle dépend donc de la méthode utilisée pour la détermination de cette puissance. Plusieurs approches sont présentes dans la littérature. Certains auteurs utilisent un modèle de

source purement analytique basé sur le travail des efforts à l'interface entre l'outil et la matière [46, 51]. L'utilisation de données expérimentales constitue un autre moyen d'atteindre la valeur de la puissance à injecter, soit par l'intermédiaire d'une mesure directe du couple par exemple [50] ou bien d'une mesure de température associée à une approche inverse [65].

En terme de conditions aux limites, le formalisme classique des échanges avec un milieu infini et coefficient d'échange est généralement utilisé. Dans le cas d'un échange à l'air, les valeurs du coefficient d'échange varient de 10 à 30 $\mathrm{W.m^{-2}}$ suivant les auteurs.

Lorsque l'outillage est modélisé, la formulation des conductances de contact peut être utilisée pour simuler la propagation de chaleur dans l'outillage. Le flux de chaleur échangé à l'interface est donné par

$$\phi_c = k\,(T_1 - T_2) \tag{1.1}$$

où k représente le coefficient de conductance et T_1 et T_2 les températures de surface de part et d'autre de l'interface.

Les valeurs du coefficient k relevées dans la littérature varient de 200 à 1000 $\mathrm{W.m^{-2}}$ [5, 8]. Certains auteurs utilisent un coefficient k fonction de la température, pouvant atteindre la valeur de 10000 $\mathrm{W.m^{-2}}$ à haute température [50].

À noter que le coefficient k constitue bien souvent un paramètre de calage des modèles thermiques.

1.3.2 Modèles métallurgiques

Bien que la modélisation des transformations métallurgiques ne soit pas notre objectif, les travaux menés sur le sujet sont décrits en quelques lignes.

Les évolutions métallurgiques ayant lieu au cours du soudage sont généralement simulées au moyen de modèles de dissolution, basés sur les travaux de O.R. Myhr et Ø. Grong [37] et de modèles de précipitation [23]. Les modèles de dissolution permettent de prédire la fraction de précipités dissous lors du cycle thermique et de soluté reprécipité au cours du vieillissement naturel après soudage. Les modèles de précipitation traitent de manière couplée des phénomènes de germination, croissance et coalescence des précipités.

L'évolution de la microstructure en terme de taille de grains et de sous grains est aussi au cœur de plusieurs études. De même que l'état de précipitation, ces évolutions gouvernent les propriétés mécaniques d'emploi des soudures. Elles sont liées à des mécanismes de recristallisation dynamique de type continue selon Heurtier et al. [29] et le modèle de Gourdet et Montheillet [24] peut alors être utilisé pour prévoir les tailles de grains finales après soudage. D'autres auteurs [41] attribuent ces évolutions à de la recristallisation dynamique géométrique sans pour autant proposer de modèle permettant de quantifier la taille finale des structures après soudage.

1.3.3 Modèles thermo-mécaniques

Les modèles thermo-mécaniques reposent sur le principe de résolution d'une équation d'équilibre mécanique satisfaisant les conditions aux limites et la loi de comportement du matériau couplée à une résolution thermique.

On distingue deux types d'approches bien distinctes :

- la modélisation de type eulérien [10, 22, 49, 63] : la contrainte est calculée en fonction de la vitesse de déformation, l'inconnue nodale est la vitesse ou éventuellement la vitesse et la pression. La modélisation eulérienne est utilisée pour la détermination des écoulements de matière.
- la modélisation de type lagrangien [30, 50] : la contrainte est calculée à partir de l'incrément de déformation, réparti entre une partie élastique et une partie plastique. L'inconnue nodale est alors l'incrément de déplacement. Un modèle de type lagrangien présente l'intérêt de pouvoir calculer les contraintes résiduelles de manière directe.

La résolution thermique consiste à résoudre l'équation de la chaleur, de manière classique avec un modèle langrangien. Dans le cas d'une modélisation de type eulérien, un terme de dérivée particulaire intervient dans l'équation, lié au transport de chaleur par la matière en mouvement.

Les lois utilisées pour décrire le comportement du matériau au cours du soudage par FSW sont issues de travaux consacrés à l'étude de la déformation à chaud. Suivant le type de formulation choisi, eulérienne ou lagrangienne, les lois de comportement utilisées sont de type visco-plastiques ou élasto-visco-plastiques. Parmi les lois utilisées, nous pouvons citer les lois de type puissance ou de Sellars et Tegart, avec une sensibilité à la température de type Arhénius, valides pour la déformation à chaud.

Les conditions aux limites mécaniques au niveau de l'outil sont diverses suivant l'approche utilisée. En particulier, le frottement entre les outils et la matière peut être pris en compte de manière plus ou moins complexe.

Dans les modèles eulériens, les conditions aux limites cinématiques sont généralement de type vitesse imposée, avec le cas échéant une prise en compte d'un glissement relatif de la matière par rapport à l'outil, à même de générer de la puissance surfacique qui s'additionne à la puissance plastique pour échauffer le matériau soudé. Le comportement au contact peut être imposé suivant une loi de Norton, la contrainte de cisaillement dépend de la vitesse de glissement telle que $\tau_{Norton} = \alpha \left(r\omega - u\right)^{p_{Norton}}$. Avec une loi de Tresca, la contrainte de cisaillement dépend de la contrainte d'écoulement de Von Mises en sous surface $\tau_{Tresca} = \bar{m}\frac{\bar{\sigma}}{\sqrt{3}}$. Enfin, avec la loi de Coulomb, la contrainte de cisaillement dépend de la pression $\tau_{Coulomb} = \mu p_c$. Chacune de ces lois fait intervenir un coefficient de frottement qui

pondère la contrainte de cisaillement en caractérisant ainsi le couple formé par les deux matériaux en contact. Ces lois peuvent être implémentées de manière similaire dans le cas de formulations lagrangiennes. À noter l'existence d'un domaine élastique dans ce type de formulation, qui permet de gérer les cas de figure où la matière colle à l'outil lorsque la contrainte de cisaillement se trouve être plus faible que le seuil fixé par la loi constitutive qui devient alors une inégalité $\tau_{Tresca} \leq \bar{m}\frac{\bar{\sigma}}{\sqrt{3}}$ pour la loi de Tresca ou $\tau_{Coulomb} \leq \mu p_c$ pour la loi de Coulomb. La gestion de cette inégalité est à l'origine de la non linéarité dite de contact coûteuse en temps dans la formulation lagrangienne. La loi de Norton ne pose pas ce genre de problème car la contrainte s'annule pour un glissement nul et l'égalité appliquée dans la formulation eulérienne reste toujours valable dans la formulation lagrangienne.

Récemment, des tentatives de modélisation utilisant la technique Arbitrary Eulerian Lagrangian (ALE) ont été proposées [22, 45]. Elle consiste en une réadaptation du maillage intégrée au calcul de chaque incrément de temps, permettant ainsi de traiter de problèmes en grandes déformations en évitant les limitations liées à la distorsion du maillage. La méthode ALE est une méthode de résolution qui s'applique aussi bien à des modélisations en incrément de déplacement que des modélisations en vitesse ou vitesse et pression. Par intégration au cours du temps, on retrouve en effet un régime transitoire. De telles approches sont capables de reproduire la création du joint soudé, de modéliser la formation de défauts... Fourment et al. [22] ont adapté la technique ALE à un modèle eulérien basé sur la pression et la vitesse. Zhang and Zhang [69] ont résolu le problème mécanique du FSW en utilisant Abaqus version ALE. Si les possibilités offertes par ces modèles sont d'un premier abord très intéressantes, les temps de calculs de l'ordre d'une semaine sont trop longs pour envisager l'utilisation de tels modèles dans une optique d'optimisation du procédé en milieu industriel. D'autre part, des hypothèses simplificatrices sont nécessaires aux conditions aux limites.

Dans nos travaux, une démarche eulérienne sera adoptée pour le calcul de la vitesse de la matière. Une loi de frottement de Coulomb y sera associée de manière à fournir la quantité de matière entrainée sous l'épaulement.

Chapitre 2

Protocole expérimental

Sommaire

2.1 Moyens de soudage 26
2.1.1 Machine de soudage 26
2.1.2 Outils de soudage 26
2.1.3 Outillage 29
2.2 Matériaux 30
2.2.1 Composition et microstructure 30
2.2.2 Caractéristiques rhéologiques 32
2.2.3 Propriétés thermiques 33
2.3 Éssais de soudage 35
2.3.1 Mode de pilotage 35
2.3.2 Protocole de soudage 35
2.3.3 Cas de non soudabilité 37
2.4 Caractérisation des soudures 40
2.4.1 Microscopie optique 40
2.4.2 Mesures de microdureté 41
2.4.3 Mesures des températures 41
2.4.4 Écoulements de matière 43
2.4.5 Défauts de soudage 43

2.1 Moyens de soudage

2.1.1 Machine de soudage

Les essais de soudage ont été réalisés sur la machine de FSW de EADS Innovation Works de type MTS I-STIR™ Process Development System présentée à la figure 2.1. Cette machine semi-industrielle est un portique robotisé à cinq degrés de liberté (trois translations suivant les axes X, Y, Z et deux rotations autour des axes X et Y) équipé d'une tête de soudage MTS AdAPT™ capable de réaliser des joints soudés aussi bien par FSW conventionnel que par Bobbin Tool [38].

Figure 2.1 – Machine de soudage MTS I-STIR™ à EADS Innovation Works

Tous les axes de la machine sont animés par des moteurs hydrauliques et instrumentés avec des capteurs de pression d'huile et des capteurs inductifs LVDT (*Linear Variable Differential Transformer*). Cette instrumentation complète permet à l'utilisateur de visualiser et d'enregistrer les positions, efforts et couples pendant le soudage.

2.1.2 Outils de soudage

Un outil de soudage Bobbin Tool est composé d'un épaulement supérieur alésé, d'un pion pouvant coulisser dans l'épaulement supérieur et d'un épaulement inférieur fixé au pion, comme illustré sur la figure 2.2. Les deux épaulements tournent à la même vitesse de rotation mais peuvent évoluer indépendamment l'un de l'autre suivant l'axe Z.

Le design du pion de soudage est issu de l'expérience d'EADS Innovation Works. Il s'agit d'un pion cylindrique, fileté et comportant trois plats usinés à 120°. Trois diamètres différents ont été utilisés au cours des essais : 4, 5 et 6 mm.

Deux types d'épaulements ont été employés :

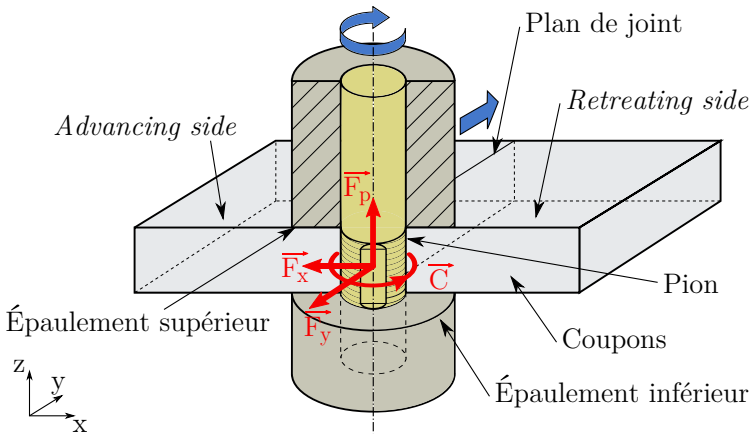


Figure 2.2 – Outil Bobbin Tool

– les épaulements de type *Scroll* illustrés figures 2.3 a. et 2.4 a.,
– les épaulements à marche présentés figures 2.3 b. et 2.4 b. .

Largement utilisés en FSW conventionnel comme en Bobbin Tool, les épaulements de type *Scroll* sont caractérisés par une surface plane sur laquelle sont usinées une ou plusieurs rainures en spirale destinées à contenir le matériau plastifié.

a. b.

Figure 2.3 – Photographie d'un épaulement (a.) de type *Scroll* et (b.) à marche

Les épaulements à marche ont été développés au cours de la thèse avec pour objectif de faciliter le pilotage du procédé [26]. Ils sont constitués de deux couronnes concentriques, planes et lisses très légèrement en retrait l'une de l'autre. La couronne interne, de faible surface, joue le rôle de surface active au cours du soudage. La couronne externe, dont la surface plus large est située en retrait, agit comme une butée.

Le dimensionnement des outils de soudage est basé sur des règles empiriques relevant du savoir-faire d'EADS. Le diamètre du pion est généralement choisi, dans le cas de tôles de faible épaisseur, comme étant égal à 2 à 3 fois l'épaisseur du matériau à souder. Le rapport entre le diamètre des épaulements de type *Scroll* et le diamètre du pion est égal à 2. Dans le cas des épaulements à marche, la règle de dimensionnement s'applique sur les surfaces. Les couronnes internes et externes doivent correspondre respectivement au tiers et aux deux tiers de la surface totale de l'épaulement. Un tel dimensionnement garantit une contrainte normale à la surface

supérieure à la contrainte d'écoulement du matériau en température sur la couronne interne et très inférieure sur la couronne externe.

Les caractéristiques dimensionnelles des épaulements, associés aux pions, sont reportées dans le tableau 2.1. L'outil équipé d'un pion de diamètre 6 mm et d'épaulements de type *Scroll* de diamètre 12 mm constitue notre outil de référence.

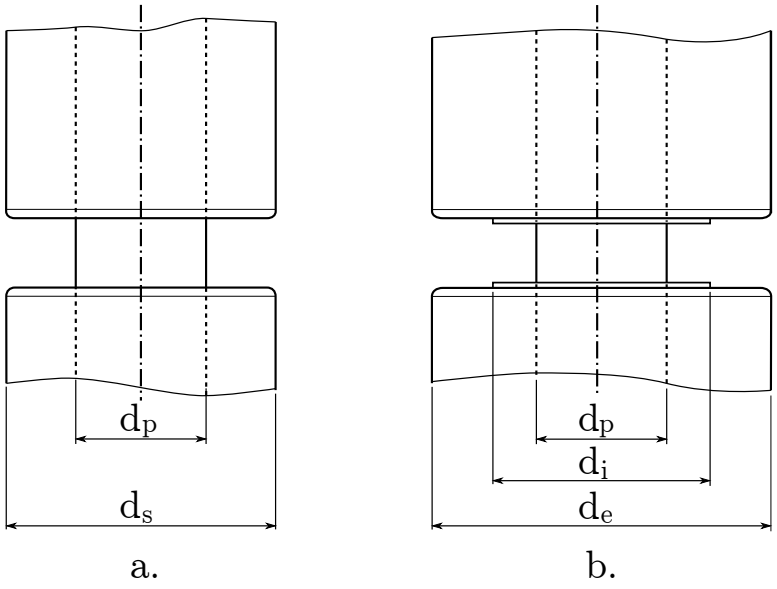


Figure 2.4 – Schéma des outils de soudage avec épaulements (a.) de type *Scroll* et (b.) à marche

Pions	**Épaulements**		
	Type *Scroll*	À marche	
d_p	d_s	d_i	d_e
4	10	6.6	10.6
5	10	8.3	13
6	12	10	16

Tableau 2.1 – Dimensions des outils (en mm)

Les matériaux utilisés pour la réalisation des outils de soudage sont principalement des aciers faiblement alliés de type aciers à outils ou superalliages. Ces matériaux présentent de très bonnes caractéristiques mécaniques à chaud.

Les efforts rencontrés par l'outil sont mesurés au cours de l'essai. La *pin force*, notée F_p sur la figure 2.2, correspond à l'effort de pincement entre les épaulements. L'effort F_x est l'effort transverse, exercé généralement du *retreating side* vers l'*advancing side*. L'effort F_y est l'effort parallèle à l'avance de l'outil.

2.1.3 Outillage

L'outillage de bridage utilisé pour les essais Bobbin Tool faible épaisseur a été conçu par EADS Innovation Works en vue de garantir un bridage latéral optimal et de favoriser les transferts thermiques entre coupons et éléments de bridage. Illustré sur la figure 2.5, il est constitué de deux plateaux en alliage d'aluminium de dimensions 1000×500×40 mm montés sur traverses et de deux barres de bridage, également en alliage d'aluminium, de dimensions 1000×100×20 mm. Les coupons à souder sont bridés verticalement entre plateaux et barres à l'aide d'un système de brides mécaniques, cales crénelées et goujons. Le bridage latéral est assuré par des brides à pression horizontale de type crampons plaqueurs KOPAL®. L'écartement entre les plateaux est réglable ; néanmoins, la majorité des essais de soudage présentés dans ce mémoire ont été réalisés, sauf indication contraire, avec un écartement de 23 mm.

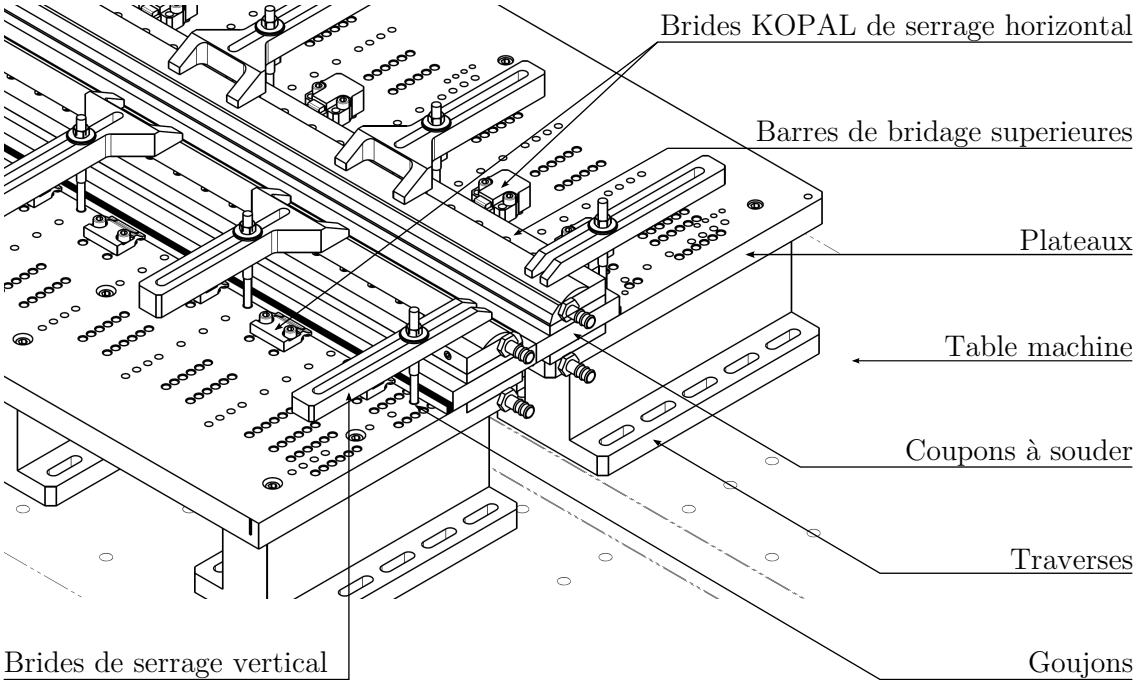


Figure 2.5 – Outillage de bridage

2.2 Matériaux

2.2.1 Composition et microstructure

Les matériaux étudiés dans ces travaux sont les alliages d'aluminium 2139, 2198 et 2199. Ces alliages à durcissement structural de la série 2000 sont caractérisés par une résistance mécanique élevée, une faible densité et une très haute tolérance aux dommages. Ces caractéristiques en font de très bons candidats pour les applications aéronautiques, en particulier pour les éléments de fuselage. En revanche, leur aptitude au soudage par les procédés traditionnels est réputée médiocre. Ces trois nuances ont été soudées à l'état T851, état écroui, détensionné par traction contrôlée puis revenu, qui correspond à leur état final d'utilisation.

Les alliages 2139 et 2198 ont été approvisionnés chez ALCAN respectivement en épaisseur 4.5 et 5 mm. L'alliage 2199 laminé sous forme de tôles d'épaisseur 4.5 mm est d'origine ALCOA. Les tôles ainsi approvisionnées ont été usinées symétriquement sous forme de coupons de dimensions 1000×115 mm en épaisseur 2.5 mm et 3.5 mm.

Les compositions chimiques des alliages étudiés, données par les élaborateurs, sont reportées dans le tableau 2.2.

	Si	Fe	Cu	Mn	Mg	Cr	Ni	Zn	Ti	Zr	Li	Ag
2139	0.06	0.07	4.9	0.29	0.44	10*	<0.01	<0.01	0.05	27*	-	0.31
2198	0 0.08	0 0.10	2.9 3.5	0 0.50	0.25 0.80	0 0.05	-	0 0.35	-	0.04 0.18	0.80 1.3	0.10 0.50
2199	0.02	0.03	2.7	0.3	0.19	-	-	0.63	-	0.10	1.6	-

* en ppm

Tableau 2.2 – Composition chimique des alliages 2139, 2198 et 2199, en pourcentage massique

L'alliage 2139 est un alliage de la famille des aluminium-cuivre. Les alliages Al-Cu sont caractérisés par un durcissement structural par l'intermédiaire des phases θ-Al_2Cu et précurseurs, de structure quadratique. À l'état T851, le durcissement est obtenu par coprécipitation des phases incohérente θ'' et semi-cohérente θ'. La teneur en magnésium et en argent du 2139 est susceptible de faire intervenir les précipités S-Al_2CuMg et Ω-$Al_2Cu(Ag)$ respectivement de structure orthorhombique et hexagonale.

Les alliages 2198 et 2199 sont classés quant à eux dans la famille des aluminium-cuivre-lithium. Alliages aluminium-lithium dits de troisième génération, ils se caractérisent par un rapport Cu/Li relativement élevé, offrant un très bon compromis entre densité, stabilité thermique et mécanique. Comparés aux alliages aluminium-lithium de première génération, ce haut rapport Cu/Li confère aux nuances 2198 et 2199 une sensibilité à la fissuration à chaud moindre et ainsi une meilleure soudabilité.

Figure 2.6 – Macrographies optiques dans les plans (L-LT), (L-ST) et (LT-ST) des alliages (a.) 2139 à 50× (b.) 2198 à 100× et (c.) 2199 à 25×

Bien que de composition chimique relativement proche, le 2199 se distingue par une teneur en lithium supérieure et par l'absence d'argent. Les précipités de la phase T_1-Al_2CuLi de structure hexagonale jouent à eux seuls un rôle majeur dans le durcissement des alliages 2198 et 2199 à l'état T851. Les précipités des systèmes binaire Al-Cu et ternaire Al-Cu-Mg peuvent également être rencontrés ; il s'agit des précipités θ'-Al_2Cu, S-Al_2CuMg et Ω-Al_2Cu. Enfin, une teneur en lithium supérieure à 1.3 % massique (cas du 2199) peut favoriser la formation de précipités de la phase δ'-Al_3Li.

Sur la figure 2.6, les observations métallographiques présentent les microstructures initiales des trois alliages suivant les trois plans (L-LT), (L-ST) et (LT-ST).

L'alliage 2139 présente une structure granulaire écrouie avec des grains légèrement plus allongés dans la direction du laminage (direction L). Une précipitation intragranulaire grossière, probablement de phase θ-Al_2Cu ou S-Al_2CuMg, est visible sur les trois plans observés.

Les alliages 2198 et 2199 présentent une structure granulaire très fibrée, avec une morphologie de grains de type *pancake*, caractéristique des alliages d'aluminium lithium. Bien que présentant des morphologies similaires et des compositions très proches, les tailles de grains mesurées sont très différentes d'un alliage à l'autre, suggérant deux modes d'élaboration bien distincts. En particulier, les épaisseurs caractéristiques de grains de ces deux alliages diffèrent d'un rapport dix environ (de 2 à 10 µm pour le 2198 et de 20 à 100 µm pour le 2199).

2.2.2 Caractéristiques rhéologiques

Les matériaux étudiés ont été caractérisés à chaud par l'École Nationale Supérieure des Mines de Saint-Étienne à des niveaux de température et de vitesse de déformation typiques du procédé FSW.

L'alliage 2139 a été sollicité en torsion au moyen d'une machine DELTA LAB NENE. En raison d'une épaisseur d'approvisionnement inférieure, les alliages 2198 et 2199 ont été caractérisés en compression plane suivant le dispositif *Channel-die* [64]. Les conditions d'essais pour les trois alliages sont rappelées dans le tableau 2.3.

	Type d'essai	**Températures** (°C)	**Vitesses de déformation** (s^{-1})
2139	Torsion	250, 350, 450	0.1, 1, 5
2198	Compression	300, 500	0.3, 3, 20
2199	Compression	250, 350, 450	0.1, 1, 10

Tableau 2.3 – Conditions d'essais à chaud

Les courbes contraintes-déformations obtenues pour différentes conditions d'essais permettent d'évaluer les paramètres rhéologiques décrivant le comportement thermo-mécanique, relativement similaire, de ces trois matériaux. Le coefficient de sensibilité à la vitesse de déformation m, évalué à vitesse de déformation $\dot{\epsilon}$ et température T constante, est donné par l'expression suivante :

$$m = \frac{\partial \, ln \, \sigma}{\partial \, ln \, \dot{\epsilon}} \tag{2.1}$$

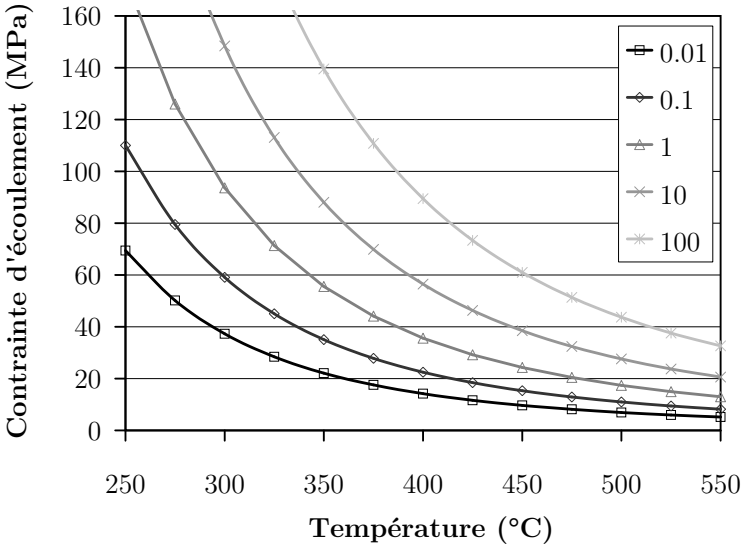


Figure 2.7 – Évolution de la contrainte d'écoulement en fonction de la température et de la vitesse de déformation pour l'alliage 2139

Le coefficient de sensibilité à la température Q, également appelé énergie d'activation apparente, est défini, à $\dot{\bar{\epsilon}}$ et $\bar{\epsilon}$ constantes, par :

$$Q = \frac{R}{m} \frac{\partial \, ln \, \sigma}{\partial \, \frac{1}{T}} \tag{2.2}$$

Enfin, on définit la consistance K telle que le comportement du matériau puisse être décrit à l'aide d'une loi de type Norton Hoff :

$$\sigma = K \, \dot{\bar{\epsilon}}^{m} \, exp\left(\frac{m \, Q}{R \, T}\right) \tag{2.3}$$

Les valeurs de m, Q et K ainsi obtenues pour les trois alliages fournissent une estimation des caractéristiques rhéologiques des matériaux et constituent une donnée d'entrée indispensable aux travaux de modélisation.

La figure 2.7 illustre l'évolution de la contrainte d'écoulement, recalculée d'après la loi de comportement, en fonction de la température et de la vitesse de déformation dans le cas de l'alliage 2139.

2.2.3 Propriétés thermiques

Les propriétés thermiques nécessaires à la réalisation des travaux de modélisation ont été mesurées. La masse volumique ρ en kg.m^{-3} a été déterminée au moyen d'une balance de précision à la température ambiante. Cette propriété sera supposée constante dans la suite des travaux. Les valeurs de masse volumique reportées dans le tableau 2.4 permettent de souligner l'intérêt d'ajouter l'élément lithium à la composition d'un alliage aéronautique.

	Masse volumique ρ (kg.m^{-3})
2139	2.80
2198	2.69
2199	2.64

Tableau 2.4 – Masse volumique à 20°C

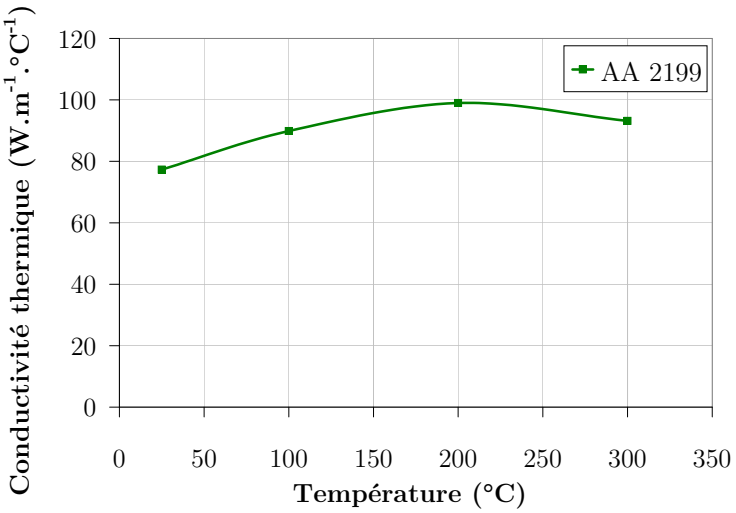


Figure 2.8 – Évolution de la conductivité thermique en fonction de la température pour l'alliage 2199

La diffusivité thermique et la capacité calorifique massique des trois alliages ont été déterminées au moyen d'un banc de mesure par méthode flash NETZSCH Nano-Flash LFA-447. Contrairement à la masse volumique, ces deux propriétés dépendent fortement de la température. C'est pourquoi les mesures ont été réalisées à 25°C, 100°C, 200°C et 300°C.

Les valeurs de conductivité thermique λ en W.m^{-1}.°C^{-1} ont été calculées à partir des mesures de diffusivité thermique, de capacité calorifique massique et de masse volumique à l'aide de l'expression suivante :

$$\lambda(T) = a(T)\,\rho\,C_p(T) \tag{2.4}$$

où a désigne la diffusivité thermique en m^2.s^{-1} et C_p la capacité calorifique massique en J.kg^{-1}.°K^{-1}.

Les trois alliages étudiés ne présentent pas les mêmes valeurs de conductivité thermique, résultat d'une teneur en lithium différente. Ainsi, l'alliage 2139, qui ne contient pas l'élément lithium, est meilleur conducteur que l'alliage 2198, lui même meilleur conducteur que l'alliage 2199 dont la teneur en lithium est la plus élevée. La figure 2.8 illustre l'évolution de la conductivité thermique mesurée en fonction de la température pour l'alliage 2199. La conductivité maximale de la nuance 2199 ne dépasse pas 100 W.m^{-1}.°C^{-1} ; à titre de comparaison, cette valeur atteint 160 à 180 W.m^{-1}.°C^{-1} dans le cas d'un alliage de la série 6000.

	Solidus T_s (° C)	**Liquidus** T_f (° C)
2139	505	642

Tableau 2.5 – Températures de changement d'état

Les températures de changement d'état ne sont connues que pour la nuance 2139. Les valeurs des températures de solidification et de fusion sont reportées dans le tableau 2.5.

2.3 Éssais de soudage

2.3.1 Mode de pilotage

En configuration Bobbin Tool, les deux axes de la tête de soudage MTS AdAPT™ sont pilotés de manière indépendante. L'axe *forge*, qui actionne l'ensemble de la tête, est toujours piloté en effort par rapport à la traverse de la machine, à une consigne quasi nulle, de manière à garantir un suivi optimal de l'outil vis-à-vis de la fibre neutre.

L'axe *pin*, qui correspond à l'ensemble épaulement inférieur + pion, peut être piloté en effort ou en position par rapport à l'axe *forge*. Piloter l'axe *pin* en effort revient à imposer un effort de pincement entre les épaulements, on parle alors de mode de pilotage en effort (*full force control*). Lorsque l'axe *pin* est piloté en position, on impose la distance entre les épaulements (*pin length control*).

Le pilotage en effort, considéré comme mode de pilotage par défaut en Bobbin Tool, est particulièrement adapté au soudage industriel car il permet de s'affranchir des éventuelles variations d'épaisseur de tôle. En revanche, il est nécessaire de connaître très précisément l'effort de pincement à appliquer. De plus, aucune variation des conditions de soudage ne peut être tolérée au risque de voir la distance entre les épaulements dériver en cours de soudure.

Lorsque le pion est piloté en position, le mode de pilotage est qualifié d'autorégulant. En effet, l'effort de réaction de la matière est donné par la contrainte d'écoulement moyenne du matériau entre les deux épaulements. Par un effet de convergent, cette contrainte augmente lorsque le matériau devient plus froid ayant pour effet d'augmenter l'énergie dissipée. À l'inverse, lorsque le matériau devient trop chaud, cette même contrainte chute ce qui réduit instantanément l'énergie. En raison de ce caractère autorégulant, le mode *pin length control* a été utilisé pour les travaux de compréhension. Les principales caractéristiques de ces deux modes de pilotage sont rappelées dans le tableau 2.6.

2.3.2 Protocole de soudage

Phase préparatoire

Les coupons à souder sont décapés avant soudage afin de retirer l'oxyde d'aluminium Al_2O_3, dur et mauvais conducteur, présent naturellement en surface. Dans

	Full force control	**Pin length control**
Axe forge	Effort	Effort
Axe pin	Effort	Position
Tolérance vis-à-vis des variations d'épaisseur	Forte	Aucune
Stabilité thermique	Faible	Forte
Contexte d'utilisation	Contexte industriel	Travaux de compréhension
Remarque	Mode de pilotage par défaut	

Tableau 2.6 – Comparaison de deux modes de pilotage Bobbin Tool

la majorité des cas, ce décapage est réalisé par immersion dans un bain de soude suivi d'une attaque acide sulfo-ferrique. Aussitôt décapés, les coupons sont bridés sur l'outillage puis l'opérateur procède au perçage du trou de démarrage dans lequel l'outil Bobbin Tool peut être monté.

Séquence de démarrage

La phase de démarrage d'un joint soudé Bobbin Tool, thermiquement très instable, est généralement plus complexe qu'en FSW conventionnel. La difficulté consiste à combler le trou de démarrage dès les premiers millimètres de soudure et à éviter le déboutonnage, cas de non soudabilité présenté au paragraphe 2.3.3. Dans un souci de fiabiliser cette phase critique, une procédure de démarrage automatisée en quatre étapes successives a été mise au point :

- Mise en rotation de la tête de soudage à la vitesse V_r, épaulements écartés de la tôle ;
- Accostage lent des épaulements symétriquement par rapport à la mi-épaisseur ;
- Palier de préchauffage à vitesse de rotation V_r, vitesse d'avance nulle, épaulements pilotés en effort pendant une durée variable de 2 à 20 secondes ;
- Démarrage de l'avance de l'outil, à accélération lente jusqu'à la vitesse d'avance V_a.

Phase de soudage

La séquence de soudage constitue la phase exploitable d'un essai. De nombreux essais ont été réalisés à paramètres variables. Ces essais, qualifiés d'exploratoires, permettent de tester plusieurs jeux de paramètres à la fois. Dans ce cas, les changements de paramètres s'effectuent tous les 100 à 150 mm environ. Le tableau suivant décrit une séquence de soudage type à paramètres variables :

D'autres essais ont été réalisés à paramètres constants, afin de valider un jeu de paramètres de soudage sur une soudure complète. C'est le cas des essais instrumentés en température.

	Distance (mm)	**Vitesse de rotation** V_r ($tr.min^{-1}$)	**Vitesse d'avance** V_a ($mm.min^{-1}$)
1	0-125	400	100
2	125-250	400	200
3	250-375	600	100
4	375-500	600	200
5	500-625	600	300
6	625-750	800	100
7	750-875	800	200
8	875-1000	800	300

Tableau 2.7 – Exemple de séquence de soudage à paramètres variables

Phase de caractérisation

Les travaux de caractérisation interviennent après chaque soudure ou série de soudures, suivant la méthodologie adoptée. Tous les moyens de caractérisation mis en œuvre sont présentés en détail au paragraphe 2.4.

Domaine de soudabilité et définition de la soudabilité

À l'issue des travaux de caractérisation, le ou les domaines de soudabilité peuvent être définis. Le domaine de soudabilité contient tous les couples de paramètres vitesse de rotation et vitesse d'avance pour lesquels la soudabilité a été obtenue. À ce stade, il semble nécessaire de préciser la définition de la soudabilité dans le cas du FSW Bobbin Tool. Le terme de soudabilité opératoire caractérise la possibilité de réaliser un assemblage continu, intégrant la phase de démarrage. Nous aborderons au paragraphe 2.3.3 les différents cas de non soudabilité opératoire rencontrés au cours de la thèse. Lorsque la soudabilité opératoire a été établie et qu'aucun défaut n'a été détecté dans la soudure à l'aide des moyens de caractérisation, nous parlerons alors de soudabilité locale ou de soudabilité métallurgique. Au paragraphe 2.4.5 sont présentés les principaux défauts de soudage observés.

2.3.3 Cas de non soudabilité

Deux principaux cas de non soudabilité ont été rencontrés au cours des essais : le déboutonnage et la rupture du pion.

Déboutonnage

On appelle déboutonnage la rupture brutale, par cisaillement orthoradial, du matériau sous l'épaulement suivi de l'entrainement total ou partiel de la matière autour de l'outil. Ce terme est dérivé du mot bouton utilisé pour qualifier la couronne de matière entrainée entre les épaulements.

L'expertise d'un bouton met en évidence plusieurs résultats. Tout d'abord, la face périphérique du bouton présente une concavité similaire à la frontière entre

Figure 2.9 – Photographie d'un bouton

noyau soudé et zone affectée thermo-mécaniquement (ZATM) visible sur une coupe transverse de noyau soudé (figures 2.10 et 2.14). On retrouve sur les faces supérieures et inférieures du bouton les empreintes laissées par l'épaulement attestant, dans ce cas précis, de l'entrainement total de la matière au moment du déboutonnage. Observé au moyen d'un microscope optique, le bouton révèle une microstructure recristallisée comparable à celle du noyau soudé ce qui semble suggérer que les deux formations ont été soumises à des taux de déformation comparables.

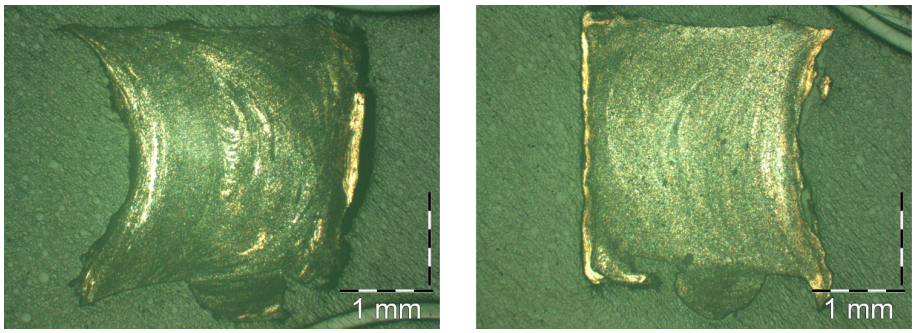


Figure 2.10 – Coupe transverse d'un bouton

Le phénomène de déboutonnage semble intervenir lorsque le couple de soudage engendre une contrainte de cisaillement supérieure à la résistance du matériau, au droit de l'épaulement. Une interprétation possible consiste à émettre l'hypothèse selon laquelle le déboutonnage serait lié à une température excessive du matériau au droit de l'épaulement. En effet, plus la température du matériau est élevée, plus sa résistance mécanique est faible.

Plusieurs observations tendent à valider cette hypothèse. D'une part, le déboutonnage intervient plus fréquemment lors du soudage de tôles de fine épaisseur ou de matériau à faible conductivité thermique, deux configurations pour lesquelles l'évacuation de l'énergie de soudage est limitée. De nombreux déboutonnages ont pu être observés au cours de la phase de démarrage qui constitue une phase thermiquement

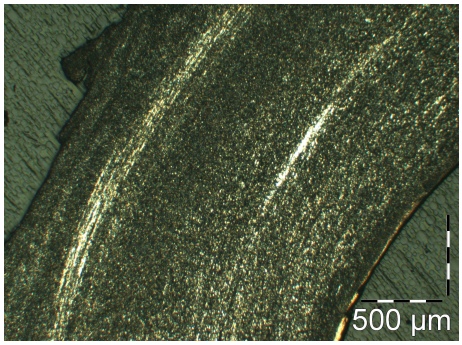
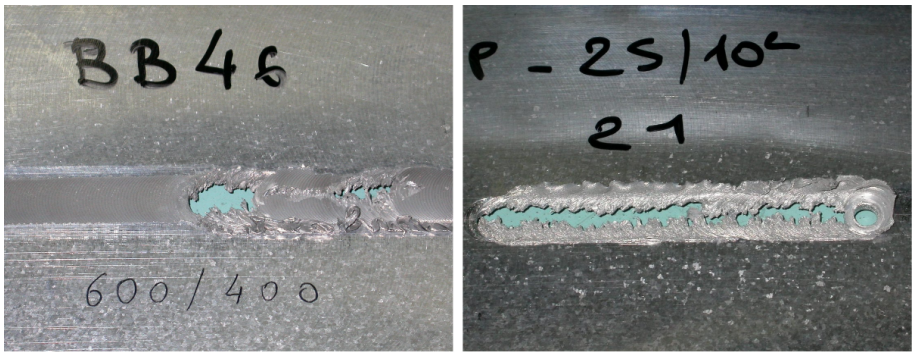


Figure 2.11 – Coupe L-LT d'un bouton



a. b.

Figure 2.12 – Déboutonnage (a.) transitoire en cours de soudage et (b.) dès le démarrage

instable. Enfin, aucun déboutonnage n'a été observé dans le cas d'un pilotage en *pin length control*, mode de pilotage connu comme étant autorégulant.

Rupture de pion

La rupture du pion intervient au cours du soudage lorsque les contraintes dépassent la résistance mécanique du pion. En FSW Bobbin Tool, le pion de soudage est sollicité de manière combinée en traction, flexion et torsion. La sollicitation de traction correspond à l'effort de pincement F_p entre les épaulements, la flexion aux efforts F_x et F_y. Enfin, le couple C de frottement sur l'épaulement inférieur génère un effort de torsion sur le pion.

La figure 2.13 illustre un cas de chargement d'un pion de diamètre 6 mm, simulé au moyen d'un code de calcul par éléments finis. Trois chargements lui ont été appliqués : 3 kN de traction, 1 kN de flexion et un couple de 13 Nm. La représentation des contours des contraintes équivalentes de Von Mises permet d'identifier le haut de la zone travaillante comme zone de contraintes localisées du pion. Au cours des essais, la majorité des ruptures sont en effet intervenues dans cette zone.

La rupture du pion est généralement observée pour des conditions de soudage dites froides. Elle intervient en effet aux fortes vitesses d'avance, faibles vitesses de rotation et parfois au démarrage. La contrainte d'écoulement du matériau augmente fortement à basse température.

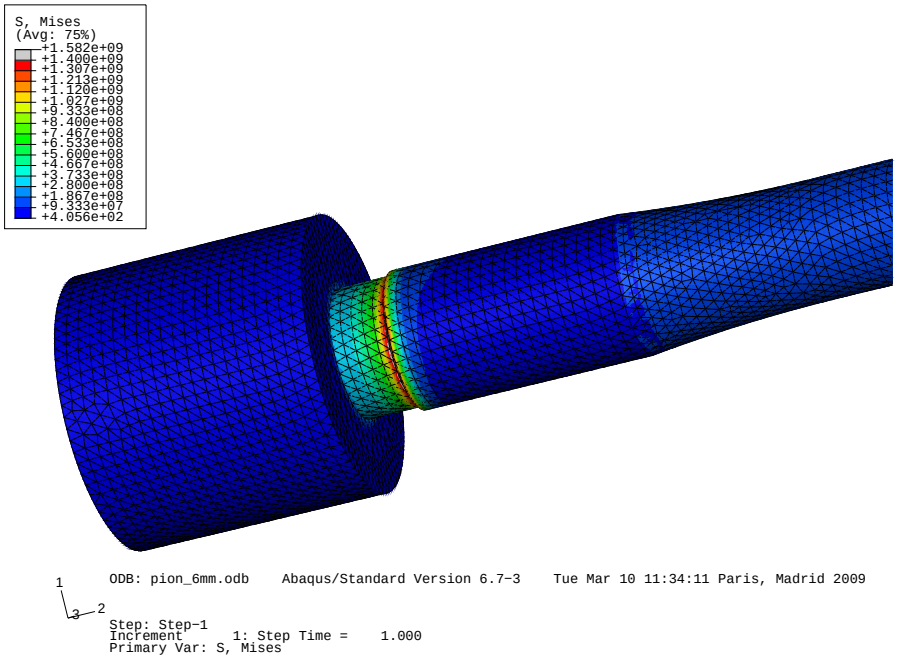


Figure 2.13 – Simulation numérique du chargement mécanique d'un pion de soudage Bobbin Tool - Représentation des contours des contraintes équivalentes de Von Mises

2.4 Caractérisation des soudures

2.4.1 Microscopie optique

Les observations au microscope optique ont été réalisées sur des échantillons prélevés transversalement au joint soudé et polis mécaniquement jusqu'à 1 µm suivant les techniques traditionnelles. Deux procédés sont utilisés pour la mise en évidence de la microstructure :

- une attaque chimique au réactif de Keller (2 ml HF, 3 ml HCl, 5 ml HNO_3, 190 ml eau),
- une oxydation anodique dans une solution d'acide fluoroborique (10 ml HBF_4, 190 ml eau) sous une tension de 25 V, pendant environ 140 s pour la nuance 2139 et 80 s pour les alliages d'aluminium au lithium.

Les échantillons ainsi préparés sont observés à l'aide d'un microscope optique à l'échelle macroscopique (10×) et microscopique (jusqu'à 500×), sous lumière polarisée dans le cas de l'oxydation anodique.

L'observation au microscope optique permet de distinguer les différentes zones caractéristiques d'un joint soudé FSW présentées au paragraphe 1.1.4 et leur découpage : métal de base, ZATM, ZAT et noyau soudé.

Les observations par microscopie optique de coupes transverses de joint soudé permettent également de déterminer, par mesure, la largeur de la zone de matière malaxée autour du pion. Cette largeur, notée X_m et définie sur la figure 2.14, correspond à la distance séparant le rayon du pion de soudage à la frontière entre la

ZATM et le noyau soudé recristallisé, très nette à l'*advancing side*.

2.4.2 Mesures de microdureté

L'essai de dureté mesure la résistance du matériau à la pénétration ; il constitue une méthode simple, rapide et reproductible de caractérisation locale d'un joint soudé.

En pratique, l'essai consiste à introduire sous un effort F_v un indenteur, suffisamment dur pour être considéré comme indéformable, puis de mesurer son empreinte laissée dans le matériau.

Les mesures de dureté ont été réalisées à l'aide d'un dispositif automatisé Buehler MicroMet 5104 sur des sections transverses de joints soudés, préalablement polies mécaniquement et non attaquées. L'indentation a été réalisée à mi-épaisseur, sous une charge de 200 gf et avec un pénétrateur de type Vickers (Hv0.2). Il s'agit d'une pyramide en diamant à base carrée, avec un angle au sommet de 136°. Les diagonales de l'empreinte carrée laissées par l'indenteur ont été mesurées à l'aide du microscope micrométrique optique intégré au dispositif, à 50×.

La valeur de la dureté Vickers, fonction de la longueur moyenne des diagonales de l'empreinte d_v et des paramètres de l'essai, est donnée par les expressions (2.5) et (2.6).

$$HV = 0.102 \frac{2\, F_v\, sin\left(\frac{136^\circ}{2}\right)}{{d_v}^2} \tag{2.5}$$

$$HV = 0.189 \frac{F_v}{{d_v}^2} \tag{2.6}$$

Des corrélations empiriques existent entre dureté et résistance à la traction du matériau. La mesure de dureté permet d'évaluer, d'un point de vue qualitatif, la résistance mécanique des différentes zones d'un joint soudé.

La figure 2.15 présente un profil de microdureté typique d'une soudure Bobbin Tool d'alliages d'aluminium à durcissement structural, relativement symétrique par rapport au plan de joint. Les niveaux minimums de dureté sont atteints dans la ZATM à environ 108 HV. Dans le noyau soudé, on constate une légère remontée du niveau de dureté, en particulier à l'*advancing side* où la valeur atteint 118 HV. L'abattement de microdureté, égal à 28 % dans le cas présent, définit la perte de dureté entre le métal de base et le point bas. La soudure présente une zone affectée d'environ 20 mm de largeur.

2.4.3 Mesures des températures

Les mesures de températures au cours du soudage ont été réalisées à l'aide de thermocouples de type K, constitués d'un couple de conducteurs chromel/alumel (nickel-chrome Ni-Cr + / nickel-aluminium Ni-Al -). Notre choix s'est porté sur des thermocouples gainés d'acier inoxydable, de diamètre 0.5 mm, avec soudure chaude

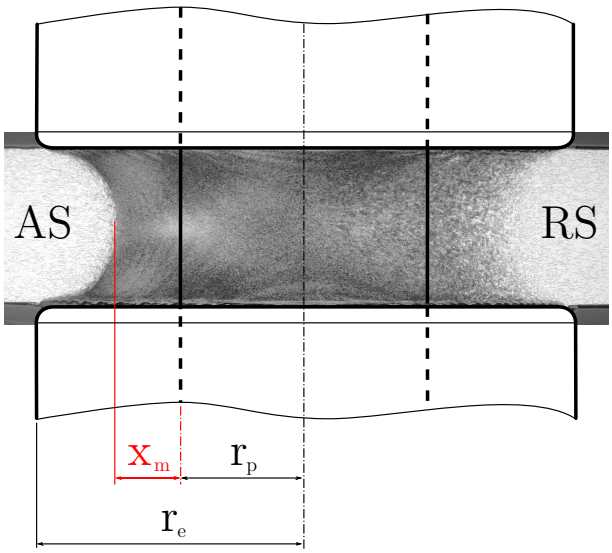


Figure 2.14 – Définition de la largeur de zone malaxée

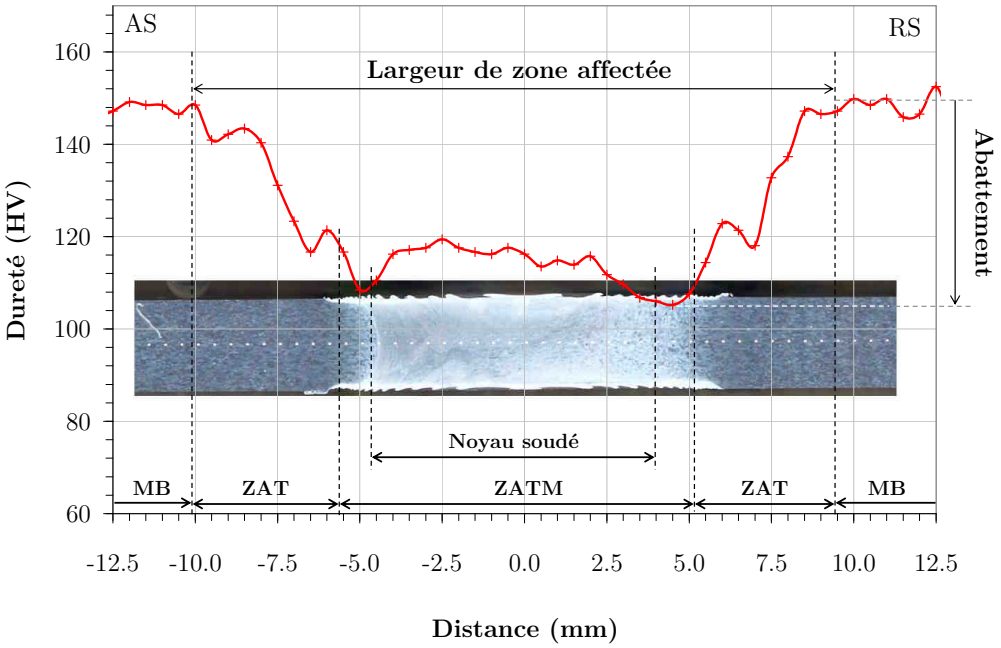


Figure 2.15 – Profil de microdureté au travers d'un joint soudé Bobbin Tool

à la masse, offrant un bon compromis entre résistance mécanique et faible temps de réponse.

Les essais de soudage instrumentés en température ont été réalisés à paramètres constants, sur des coupons de 500 mm de long. Comme illustré sur la figure 2.17, les thermocouples ont été insérés à mi-épaisseur, dans des trous borgnes de diamètre 0.6 mm.

La figure 2.16 illustre le principe retenu pour l'implantation des thermocouples. Les thermocouples a et b sont positionnés à proximité immédiate du joint soudé, symétriquement, à 8 mm de l'axe de soudage. Les thermocouples c et d sont positionnés à 5 mm suivant l'axe x des thermocouples a et b. Dans certains cas, pour des problématiques d'écartement de barres de bridage, les thermocouples c et d ont été insérés à 2 mm seulement des thermocouples a et b. Afin d'éviter les perturbations engendrées par la présence de trous dans la tôle, les thermocouples c et d ont également été décalés d'environ 15 mm suivant l'axe y. Compte tenu du diamètre de l'épaulement (12 mm), les thermocouples se trouvent respectivement à 2 et 7 mm du bord de l'épaulement.

Dans la mesure du possible, l'ensemble du dispositif de mesure a été doublé le long de la soudure de manière à évaluer la stabilité thermique au cours de la soudure (thermocouples e, f, g et h).

L'acquisition des températures a été réalisée au moyen d'une chaîne de mesure IOTECH DaqBook/2000 Series à une fréquence d'acquisition de 10 Hz.

Afin de pouvoir comparer les mesures de températures expérimentales aux résultats des modèles de calculs, il convient d'effectuer un changement de référentiel ainsi qu'un décalage d'origine et ainsi de basculer d'une variation temporelle de température à une variation spatiale de part et d'autre de l'outil. L'outil sera, par convention, centré sur l'abscisse zéro.

2.4.4 Écoulements de matière

Les écoulements de matière au cours du soudage ont été visualisés expérimentalement au moyen d'une méthode d'insertion de marqueurs. Nous avons utilisé dans notre cas un marqueur discret, sous forme de poudre d'acier inoxydable 316L. Cette poudre a été insérée dans une rainure usinée au niveau du plan de joint du côté *advancing side*. Le positionnement de la rainure est illustré sur la figure 2.18.

L'investigation des écoulements de matière a été réalisée par coupes métallographiques, aussi bien transverses que longitudinales, suivies d'une attaque chimique et d'une observation par microscopie optique.

2.4.5 Défauts de soudage

Plusieurs types de défauts de soudage ont été rencontrés au cours de la thèse : le flash, le manque de parallélisme entre les épaulements, les conflits d'écoulement, les cavités et le plan de joint résiduel [61].

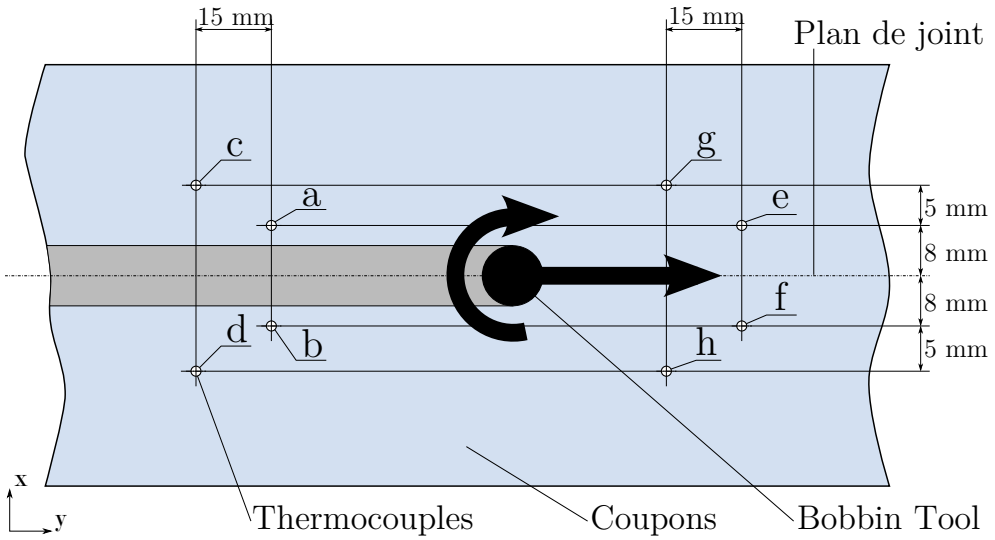


Figure 2.16 – Schéma d'implantation des thermocouples

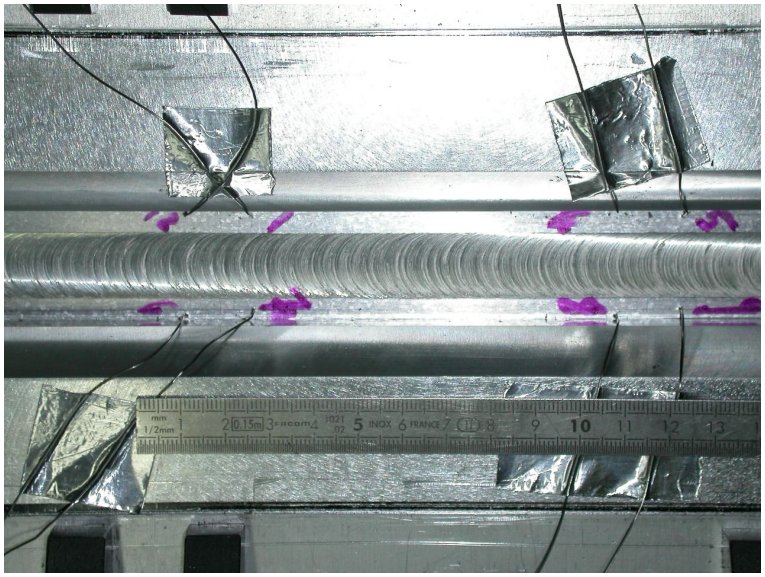


Figure 2.17 – Thermocouples insérés dans la tôle

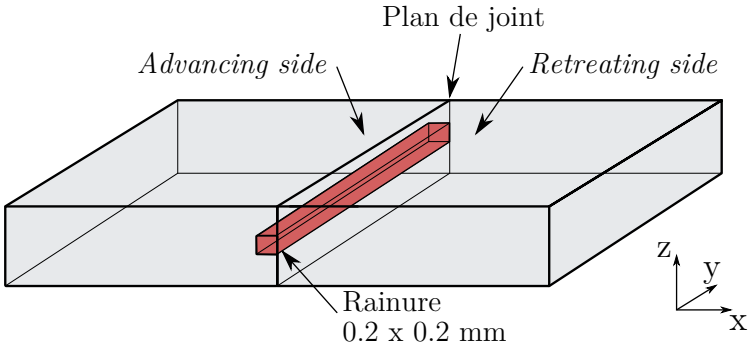


Figure 2.18 – Schéma de principe du positionnement de la rainure

Flash

Le flash est un bourrelet de matière plastifiée chassée hors de l'épaulement (figure 2.19). Il est généralement localisé au *retreating side*, côté de la soudure où les champs de vitesse sont opposés. Le flash affecte l'état de surface de la soudure et peut être interprété, dans de nombreux cas, comme un indicateur de soudure trop énergétique. Si le flash devient excessif, la perte de matière peut être à l'origine d'autres types de défauts.

Manque de parallélisme entre les épaulements

Lorsque les efforts sur l'outil Bobbin Tool deviennent trop importants, la rigidité du pion n'est plus suffisante pour assurer le parallélisme parfait entre les deux épaulements (figure 2.20). Les soudures ainsi réalisées présentent un aspect dissymétrique. Ce défaut apparaît très souvent pour des efforts transverses très élevés et précède généralement la rupture du pion, sollicité en flexion rotative.

Conflits d'écoulement

Un conflit d'écoulement dans un noyau soudé est un point singulier où plusieurs lignes d'écoulement se rejoignent de manière chaotique (figure 2.21). Les conflits d'écoulement apparaissent lorsque les paramètres de soudage ne sont pas adéquats (par exemple vitesse d'avance trop élevée par rapport à la vitesse de rotation) ou lorsque le design de l'outil n'est pas optimal. Le conflit d'écoulement est un défaut mineur que l'homme de métier doit considérer comme un indicateur dans sa recherche de paramètres optimaux.

Défaut de type cavité

Les cavités (figure 2.22) sont des défauts volumiques internes, invisibles en surface, généralement orientés dans le sens de la soudure. Les origines possibles de l'apparition d'un défaut de type cavité sont multiples : température de formation du joint soudé inadéquate, manque de consolidation (effort de soudage insuffisant), fort conflit d'écoulement, bridage insuffisant des coupons...

Plan de joint résiduel ou Joint Line Remnant

Certaines observations macroscopiques laissent apparaître une ligne sinueuse, plus ou moins continue, parcourant le joint soudé de haut en bas (figure 2.23). Cette ligne, appelée JLR (*Joint Line Remnant*), est le plan de joint résiduel après le passage de l'outil. Le décapage des coupons avant soudage permet d'atténuer considérablement le plan de joint résiduel mais ne permet pas de le supprimer totalement. La nocivité de ce défaut n'a, à ce jour, pas été clairement démontrée.

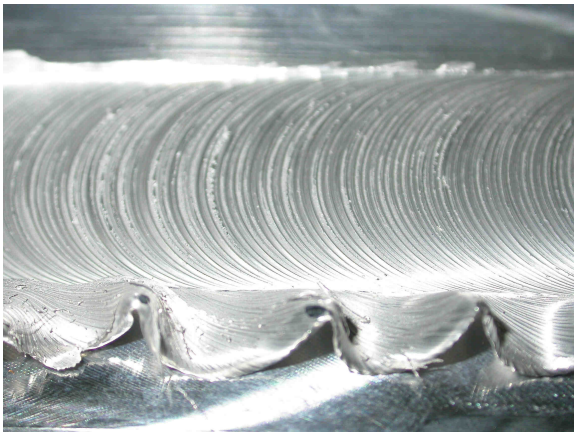


Figure 2.19 – Flash

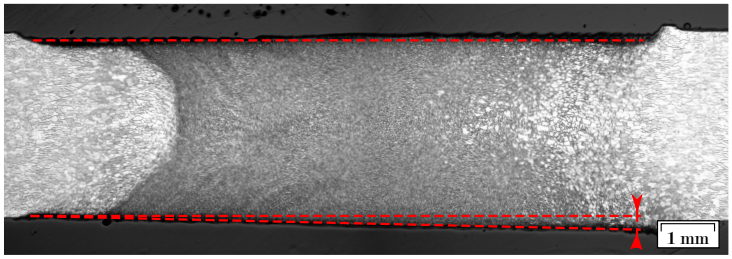


Figure 2.20 – Manque de parallélisme entre les épaulements

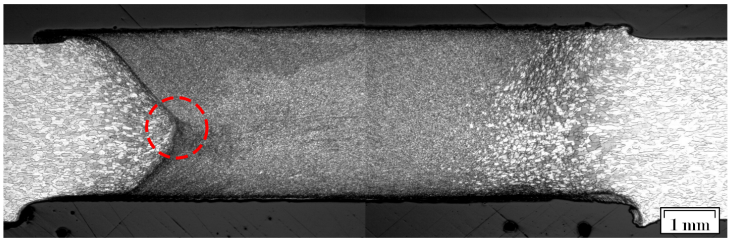


Figure 2.21 – Conflit d'écoulement

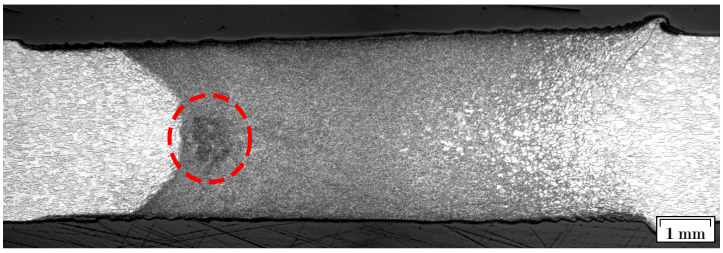


Figure 2.22 – Défaut de type cavité

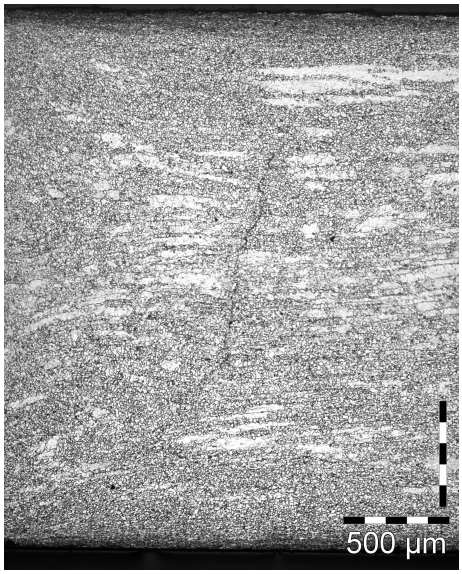


Figure 2.23 – Plan de joint résiduel

Chapitre 3

Outils de modélisation

Sommaire

3.1 Modèle thermique 50
3.1.1 Principe général et géométrie 50
3.1.2 Maillage 51
3.1.3 Conditions imposées et conditions aux limites 51
3.1.4 Source de chaleur 52
3.2 Modèle thermo-fluide local 54
3.2.1 Principe général et géométrie 54
3.2.2 Problème de mécanique des fluides 55
3.2.3 Problème thermique 58
3.2.4 Versions du modèle thermo-fluide local 59
3.2.5 Couplage et conditions de convergence 61
3.2.6 Remarques sur le modèle thermo-fluide local 62
3.3 Modélisation globale du FSW Bobbin Tool 62
3.3.1 Principe général 62
3.3.2 Couplage et conditions de convergence 63
3.3.3 Écoulements de matière 63
3.3.4 Combinaison 66
3.3.5 Règle des débits 66

3.1 Modèle thermique

Le modèle thermique constitue une première approche de modélisation des phénomènes physiques mis en jeu au cours du soudage. Ce modèle vise principalement à mettre en évidence l'importance des phénomènes thermiques au cours du soudage. La démarche employée, très simple, garantit des temps de calculs réduits.

3.1.1 Principe général et géométrie

Un modèle de résolution par éléments finis en repère mobile a été employé afin de décrire les phénomènes thermiques au cours du soudage en régime établi [51]. Le problème est considéré comme pseudo-stationnaire. La puissance de soudage P est injectée dans le modèle par l'intermédiaire d'une source de chaleur surfacique attachée à un repère fixe R_0. Les coupons et les éléments de bridage sont attachés à un repère mobile R_1 en translation à la vitesse V_a égale à la vitesse d'avance de l'outil ou vitesse de soudage. Les calculs ont été réalisés avec Abaqus ou Code_Aster.

La géométrie du modèle, illustrée figure 3.1, reproduit à l'identique la configuration et les conditions de soudage expérimentales. Les éléments de bridage ont été pris en compte afin de simuler les transferts de chaleur entre coupons et outillage.

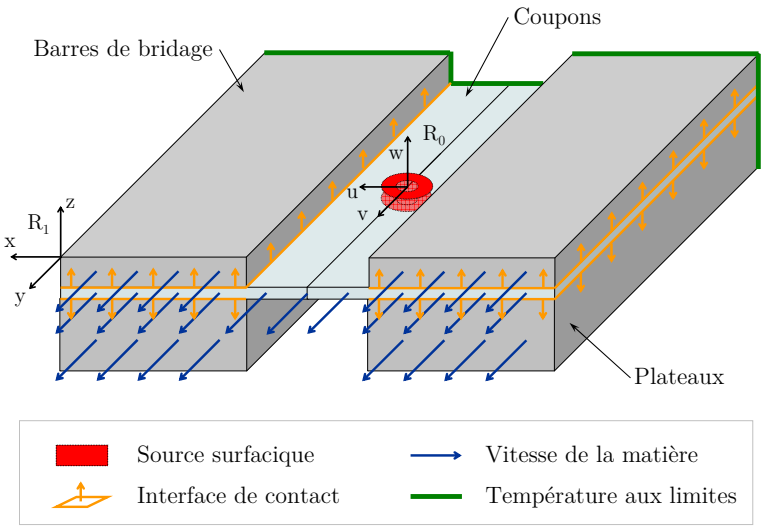


Figure 3.1 – Géométrie et principe du modèle thermique

Le champ de température en tout point est obtenu par résolution de l'équation de la chaleur qui, dans le cas d'un problème pseudo-stationnaire en milieu isotrope,

s'exprime sous la forme :

$$\lambda \Delta T + \frac{d\lambda}{dT} (\nabla T)^2 = \rho \, C_p \, \vec{\boldsymbol{V_a}} \cdot \nabla T \qquad \text{dans le volume} \tag{3.1}$$

$$\frac{\partial T}{\partial \vec{\boldsymbol{n}}} = p \qquad \text{au niveau de la source de chaleur} \tag{3.2}$$

où λ est la conductivité thermique, T la température, ρ la masse volumique, C_p la capacité calorifique massique, $\vec{\boldsymbol{n}}$ le vecteur normal à l'outil au niveau de la source de chaleur et p la densité surfacique de puissance injectée.

Les propriétés thermiques du matériau λ, ρ et C_p pour les alliages étudiés sont présentés au paragraphe 2.2.3.

3.1.2 Maillage

La géométrie a été maillée à l'aide d'éléments hexaèdriques de type conductifs et convectifs forcés, avec une densité de maille supérieure autour de l'outil. Les éléments convectifs permettent le transport de matière au travers du maillage en repère mobile.

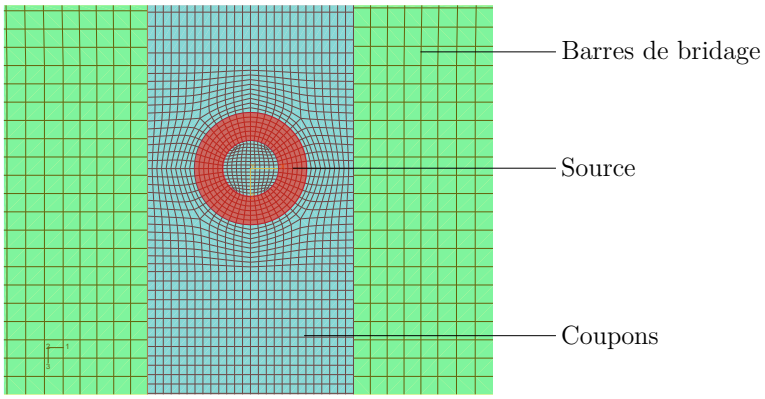


Figure 3.2 – Maillage

3.1.3 Conditions imposées et conditions aux limites

Le mouvement de la tôle et de l'outillage au travers du maillage est imposé par l'intermédiaire d'un débit massique uniforme, égal à :

$$d_m = \rho \, V_a \tag{3.3}$$

où d_m exprime le débit massique de matériau en entrée du modèle.

L'interaction entre les coupons et les éléments de bridage est modélisée au moyen d'une conductance de contact de coefficient k. Le flux de chaleur surfacique transféré ϕ_c à l'interface s'exprime :

$$\phi_c = k \, (T_1 \, - \, T_2) \tag{3.4}$$

où k représente le coefficient de conductance et T_1 et T_2 les températures de surface de part et d'autre de l'interface.

Des travaux préliminaires menés sur un grand nombre d'essais nous ont permis d'identifier la valeur du coefficient k à 11000 W.m^{-2}. Cette valeur semble être en adéquation avec notre configuration de soudage particulièrement favorable aux échanges thermiques entre coupons et outillage, caractérisée par un effort de bridage très élevé et une faible rugosité des tôles.

À l'entrée du modèle, une température T_{in}, égale à 24°C et correspondant à la température ambiante, est imposée en condition aux limites.

Les échanges de chaleur par rayonnement et par convection avec l'air, considérés comme négligeables dans cette gamme de température, n'ont pas été pris en considération.

3.1.4 Source de chaleur

La puissance totale de soudage P mise en jeu est injectée dans le modèle de manière uniforme au moyen d'un flux surfacique p réparti à l'interface entre la matière et les épaulements. Dans cette gamme d'épaisseur, la contribution du pion à la génération de chaleur par frottement a été considérée comme négligeable. D'autre part, le design d'épaulement utilisé pour les travaux de modélisation reprend la géométrie des épaulements de type *Scroll*.

La géométrie de la source de chaleur est illustrée figure 3.3. Les épaulements sont des couronnes de rayon interne r_p, de rayon externe r_s et de surface unitaire S_e. On désigne par S la surface totale de la source, équivalente ici à $2S_e$; on a ainsi l'égalité :

$$p = \frac{P}{S} \tag{3.5}$$

Bien que l'outil ne soit pas modélisé de manière explicite dans le modèle, le flux de chaleur au cours du soudage est réparti entre le matériau soudé et, dans une moindre mesure, l'outil de soudage. On définit le coefficient d'efficacité β égal au quotient de la puissance transférée au matériau et de la puissance totale générée. Des essais instrumentés réalisés dans le cadre du projet européen DEEPWELD ont permis d'évaluer les pertes de chaleur dans l'outil à environ 7 % de la puissance totale générée à l'interface, ce qui se traduit par un coefficient β égal à 0.93 [35]. Dans leurs travaux, Dickerson et al. [19] ont évalué cette perte de chaleur à environ 10 %.

La puissance totale à injecter P constitue l'unique paramètre d'entrée d'un modèle thermique, il est donc indispensable de connaître sa valeur. Expérimentalement, différentes approches sont possibles pour déterminer cette puissance de soudage.

Mesure de la puissance mécanique

À partir du couple appliqué à l'outil C et de l'effort parallèle à l'avance F_y, mesurés en cours d'essai, une première méthode consiste à évaluer la puissance mécanique fournie par la machine de soudage et à considérer que la totalité de cette

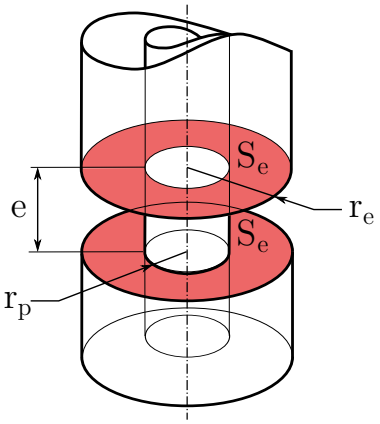


Figure 3.3 – Géométrie de la source analytique

puissance, pertes dans l'outil déduites, est convertie en chaleur. Cette puissance est donnée par :

$$P = \beta \left(C\, \omega + V_a\, F_y \right) \tag{3.6}$$

avec ω vitesse de rotation angulaire de l'outil.

Malheureusement, les valeurs de couple mesurées par la machine de soudage FSW présentent une incertitude dans le cas de tôles de faible épaisseur, liée à la présence d'un couple résistant au niveau du moteur hydraulique. Cette méthode ne permet d'obtenir qu'une estimation de la puissance.

Source de chaleur analytique basée sur le travail des efforts à l'interface

À partir de l'effort de pincement entre les épaulements F_p, également appelé *pin force*, mesuré en cours de soudage, une autre méthode consiste à utiliser un modèle de source analytique. La puissance de soudage est alors égale au travail des forces de frottement à l'interface entre la matière et les épaulements.

$$P = \beta \left(\int_S r\, \omega\, \tau_{contact}\, dS + V_a\, F_y \right) \tag{3.7}$$

Dans le cas d'une loi de frottement de type Coulomb et d'un contact purement glissant par exemple, la quantité de chaleur générée par unité de temps est égale à :

$$P = \beta \left(\int_S r\, \omega\, f\, p_c\, dS + V_a\, F_y \right) \tag{3.8}$$

avec f coefficient de frottement de Coulomb, r rayon dans le repère cylindrique associé à l'outil et p_c pression de contact.

En première approximation, la pression de contact p_c est prise égale à la *pin force* F_p ramenée à la surface de l'épaulement.

$$p_c = \frac{F_p}{\pi\, ({r_s}^2 - {r_p}^2)} \tag{3.9}$$

À partir des équations 3.8 et 3.9, on exprime la puissance totale générée par l'outil en fonction de la vitesse de rotation, des caractéristiques dimensionnelles de l'outil et du coefficient de frottement.

$$P = \beta \left(\frac{4}{3} \frac{\omega \, f \, F_p}{\left({r_s}^2 - {r_p}^2 \right)} \left({r_s}^3 - {r_p}^3 \right) + V_a \, F_y \right) \tag{3.10}$$

Malgré un nombre certain de limites, la loi de frottement de Coulomb utilisée dans ce modèle de source analytique permet de décrire de manière très simple les frottements entre l'outil et la matière. Une modélisation plus complète du frottement nécessite de prendre en compte de nombreux paramètres supplémentaires.

Calibration de la source de chaleur par une méthode d'approche inverse

À partir de valeurs de températures expérimentales mesurées en cours d'essai, une méthode d'approche inverse permet de déterminer la puissance de soudage. Le principe consiste à identifier la puissance à injecter de manière à minimiser l'écart entre la température expérimentale et la température simulée en chaque point de mesure. Cette méthode d'identification, bien que non prédictive, permet d'obtenir une excellente estimation de la puissance de soudage.

3.2 Modèle thermo-fluide local

Dans l'objectif de déboucher sur une modélisation plus complète permettant de mieux décrire les phénomènes physiques mis en jeu au cours du soudage, il apparaît nécessaire de s'intéresser aux écoulements de matériau autour du pion. Parmi les différentes approches présentées au paragraphe 1.3.3, nous avons choisi un modèle basé sur la mécanique des fluides. Initialement développé par Colegrove et al. [12], le principe du modèle thermo-fluide local a été adapté par la suite par Deloison et al. [17].

La modélisation de l'écoulement de matière autour de l'outil permet en outre de calculer de manière prédictive la puissance dissipée par déformation plastique. Couplé au modèle thermique introduit au paragraphe 3.1, un tel outil présente un grand intérêt.

3.2.1 Principe général et géométrie

Le modèle thermo-fluide local vise à simuler les écoulements de matière autour de l'outil à partir du champ de vitesse à l'interface outil-matière. Seul le mouvement orthoradial de la matière est pris en compte ; on néglige donc le mouvement de contournement lié à l'avance de l'outil, de même que le mouvement vertical du matériau que peut engendrer l'utilisation d'un pion fileté. Ce modèle a été implémenté au moyen du logiciel Freefem++. L'unique inconnue étant la vitesse orthoradiale, le problème est considéré comme axisymétrique à deux dimensions.

La figure 3.4 illustre le principe général et la géométrie du modèle local. Le domaine étudié est un rectangle, défini dans le système de coordonnées cylindriques,

excentré de l'axe de rotation de l'outil. La vitesse de la matière est imposée sur la frontière Γ_{0+4}, illustrée en rouge sur la figure et correspondant au contact entre matière et épaulements. Au contact du pion Γ_5, la vitesse est laissée libre. À l'opposé du domaine, sur la frontière Γ_2, sont imposées une température et une vitesse nulle du matériau. Le domaine est maillé de manière adaptative à l'aide d'éléments triangles à trois nœuds P1-Lagrange suivant la méthode de triangulation de Delaunay.

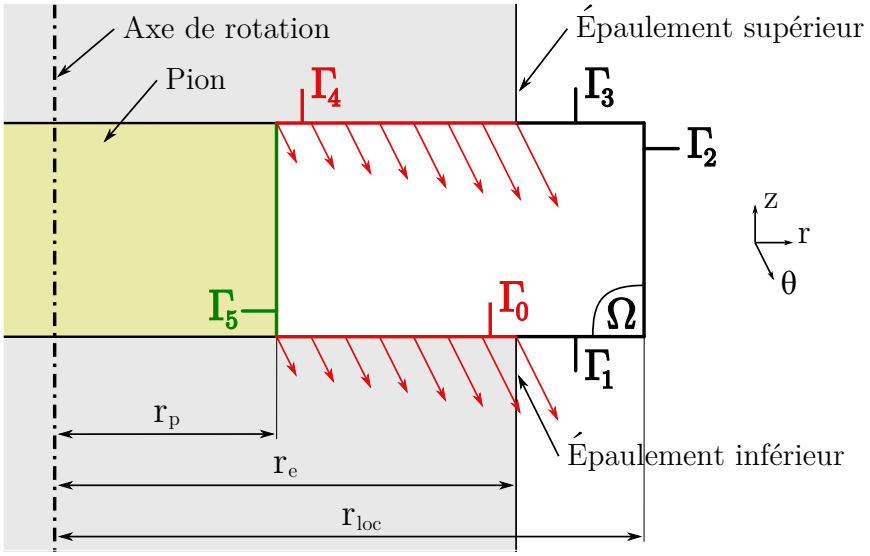


Figure 3.4 – Description du modèle thermo-fluide local

Trois versions distinctes de ce modèle ont été utilisées. La première version consiste à imposer la vitesse avec une hypothèse de collage. La puissance de soudage est générée par déformation plastique uniquement. Dans la deuxième version, la vitesse est toujours imposée mais on introduit une hypothèse de collage/glissement partiel et par conséquent une source de chaleur surfacique correspondant au frottement généré par la proportion de matière qui glisse. Enfin, la troisième version propose de calculer la vitesse de la matière à l'interface ; cette dernière version implique nécessairement une source de chaleur par frottement. Les trois versions du modèle sont présentées en détails au paragraphe 3.2.4.

Les résultats du modèle thermo-fluide local sont obtenus par résolution successive d'un problème de mécanique des fluides et d'un problème thermique. L'implémentation de ces deux problèmes et leur schéma de résolution associé sont présentés dans les deux paragraphes suivants.

3.2.2 Problème de mécanique des fluides

La résolution du problème de mécanique des fluides consiste à rechercher la distribution de vitesse tels que l'équilibre des contraintes dans Ω et les conditions

aux limites en vitesse sur Γ_{0+4} et Γ_2 soient vérifiés.

$$\begin{aligned} div(\tilde{\boldsymbol{S}}) = 0 \quad & \text{dans} \quad \Omega \\ u = u_0 \quad & \text{sur} \quad \Gamma_{0+4} \\ u = 0 \quad & \text{sur} \quad \Gamma_{1+2+3} \end{aligned} \tag{3.11}$$

où $\tilde{\boldsymbol{S}}$ représente le tenseur déviateur des contraintes, u la vitesse et u_0 la vitesse initiale.

Sous Freefem++, la formulation faible ou variationnelle du problème doit être nécessairement implémentée, formulation n'intégrant pas de divergence des contraintes. Elle s'obtient en multipliant l'équation (3.11) par un champ vectoriel virtuel v^* puis en intégrant par partie sur le domaine Ω.

$$\int_\Omega div(\tilde{\boldsymbol{S}}).\vec{\boldsymbol{v}^*} dV = 0 \qquad \text{avec} \qquad \vec{\boldsymbol{v}^*} = \begin{pmatrix} 0 \\ v \\ 0 \end{pmatrix} \tag{3.12}$$

$$\int_\Omega \tilde{\boldsymbol{S}} : \boldsymbol{\nabla} \vec{\boldsymbol{v}^*} dV = 0 \tag{3.13}$$

On introduit à présent la viscosité dynamique du matériau μ et la relation entre le tenseur déviateur des contraintes $\tilde{\boldsymbol{S}}$ et le tenseur des vitesses de déformation $\tilde{\dot{\boldsymbol{\epsilon}}}$, qui s'exprime en fonction de la vitesse u, inconnue du problème.

$$\tilde{\boldsymbol{S}} = 2\mu \tilde{\dot{\boldsymbol{\epsilon}}} \tag{3.14}$$

$$\text{avec} \qquad \tilde{\dot{\boldsymbol{\epsilon}}} = \frac{\boldsymbol{\nabla}\vec{\boldsymbol{u}} +^t \boldsymbol{\nabla}\vec{\boldsymbol{u}}}{2} \qquad \text{et} \qquad \vec{\boldsymbol{u}} = \begin{pmatrix} 0 \\ u \\ 0 \end{pmatrix} \tag{3.15}$$

$$\tilde{\dot{\boldsymbol{\epsilon}}} = \begin{pmatrix} 0 & \frac{1}{2}\left(\frac{\partial u}{\partial r} - \frac{u}{r}\right) & 0 \\ \frac{1}{2}\left(\frac{\partial u}{\partial r} - \frac{u}{r}\right) & 0 & \frac{1}{2}\frac{\partial u}{\partial z} \\ 0 & \frac{1}{2}\frac{\partial u}{\partial z} & 0 \end{pmatrix} \tag{3.16}$$

$$\tag{3.17}$$

La viscosité μ peut s'exprimer plus simplement en fonction de la contrainte et de la vitesse de déformation équivalentes $\bar{\sigma}$ et $\bar{\dot{\epsilon}}$. On rappelle également la loi de comportement du matériau.

$$\mu = \frac{\bar{\sigma}}{3\,\bar{\dot{\epsilon}}} \tag{3.18}$$

$$\text{avec} \qquad \bar{\sigma} = K\,\bar{\dot{\epsilon}}^m\, exp\left(\frac{m\,Q}{R\,T}\right) \tag{3.19}$$

$$\text{et} \qquad \bar{\dot{\epsilon}} = \sqrt{\frac{1}{3}\left(\frac{\partial u}{\partial r} - \frac{u}{r}\right)^2 + \frac{1}{3}\left(\frac{\partial u}{\partial z}\right)^2} \tag{3.20}$$

Pour rappel, les coefficients m, Q et K, estimés par régression à partir des résultats des essais de caractérisation à chaud, ont été présentés au paragraphe 2.2.2. La valeur du coefficient m, inférieure à 1, caractérise un fluide non-Newtonien, dont la viscosité μ diminue lorsque la vitesse de déformation augmente.

Si la loi de comportement utilisée permet de décrire le comportement viscoplastique du matériau à haute température et à forte vitesse de déformation, elle introduit également une forte non linéarité. Ce problème fortement non linéaire a été résolu au moyen d'une méthode itérative de Newton. À chaque itération i, on évalue le tenseur déviateur des contraintes $\tilde{\boldsymbol{S}}_i$ à partir du tenseur $\tilde{\boldsymbol{S}}_{i-1}$ obtenu à l'itération précédente et d'une variation incrémentale linéaire évaluée au voisinage de $\tilde{\dot{\boldsymbol{\epsilon}}}_{\boldsymbol{i-1}}$.

$$\tilde{\boldsymbol{S}}_i = \tilde{\boldsymbol{S}}_{i-1} + \frac{d\tilde{\boldsymbol{S}}}{d\tilde{\dot{\boldsymbol{\epsilon}}}}\left(\tilde{\dot{\boldsymbol{\epsilon}}}_{i-1}\right) : \boldsymbol{\Delta}\tilde{\dot{\boldsymbol{\epsilon}}} \tag{3.21}$$

$$\text{avec} \qquad \boldsymbol{\Delta}\tilde{\dot{\boldsymbol{\epsilon}}} = \begin{pmatrix} 0 & \frac{1}{2}\left(\frac{\partial \Delta u}{\partial r} - \frac{\Delta u}{r}\right) & 0 \\ \frac{1}{2}\left(\frac{\partial \Delta u}{\partial r} - \frac{\Delta u}{r}\right) & 0 & \frac{1}{2}\frac{\partial \Delta u}{\partial z} \\ 0 & \frac{1}{2}\frac{\partial \Delta u}{\partial z} & 0 \end{pmatrix} \tag{3.22}$$

où Δu exprime la variation incrémentale de vitesse.

La méthode nous amène à expliciter la matrice tangente $\frac{d\tilde{\boldsymbol{S}}}{d\tilde{\dot{\boldsymbol{\epsilon}}}}$ obtenue en exprimant la différentielle totale $d\tilde{\boldsymbol{S}}$.

$$d\tilde{\boldsymbol{S}} = \frac{2}{3}\left(\frac{2}{3}(m-1)\, k\bar{\dot{\boldsymbol{\epsilon}}}^{m-3} exp\left(\frac{mQ}{RT}\right)\tilde{\dot{\boldsymbol{\epsilon}}} \otimes \tilde{\dot{\boldsymbol{\epsilon}}} + \frac{\bar{\sigma}}{\bar{\dot{\epsilon}}}\tilde{\mathbf{1}}\right) : d\tilde{\dot{\boldsymbol{\epsilon}}} \tag{3.23}$$

Ainsi, on obtient une expression linéarisée du tenseur déviateur des contraintes $\tilde{\boldsymbol{S}}_{\boldsymbol{i}}$ au voisinage de $\tilde{\dot{\boldsymbol{\epsilon}}}_{\boldsymbol{i-1}}$.

$$\tilde{\boldsymbol{S}}_{\boldsymbol{i}} = \tilde{\boldsymbol{S}}_{\boldsymbol{i-1}} + \frac{2}{3}\left(\frac{2}{3}(m-1)\, k\bar{\dot{\epsilon}}_{i-1}{}^{m} exp\left(\frac{mQ}{RT}\right)\frac{\tilde{\dot{\boldsymbol{\epsilon}}}_{i-1} \otimes \tilde{\dot{\boldsymbol{\epsilon}}}_{i-1}}{\bar{\dot{\epsilon}}_{i-1}{}^{2}} + 3\mu_{i-1}\tilde{\mathbf{1}}\right) : \boldsymbol{\Delta}\tilde{\dot{\boldsymbol{\epsilon}}} \tag{3.24}$$

On introduit à présent dans l'équation (3.13) l'expression linéarisée du tenseur $\tilde{\boldsymbol{S}}_{\boldsymbol{i}}$. La résolution de l'équation suivante nous permet de calculer à chaque itération

la variation incrémentale de vitesse Δu puis la vitesse $u_i = u_{i-1} + \Delta u$.

$$\int\int \left(\frac{\partial \Delta u}{\partial r} - \frac{\Delta u}{r}\right) \left(\left(v - r\frac{\partial v}{\partial r}\right) \left(\frac{\frac{1}{9}(m-1)\, k \dot{\bar{\epsilon}}_{i-1}^{\,m} exp\left(\frac{mQ}{RT}\right)}{\left(\frac{\partial u_{i-1}}{\partial r} - \frac{u_{i-1}}{r}\right) \left(\frac{1}{3}\left(1 + \frac{\left(\frac{\partial u_{i-1}}{\partial z}\right)^2}{\left(\frac{\partial u_{i-1}}{\partial r} - \frac{u_{i-1}}{r}\right)^2}\right)\right)^{\frac{3}{2}}} + \mu_{i-1} \right) \right.$$
$$- r\frac{\partial v}{\partial z} \left(\frac{\frac{1}{9}(m-1)\, k \dot{\bar{\epsilon}}_{i-1}^{\,m} exp\left(\frac{mQ}{RT}\right)}{\left(\left(\frac{\partial u_{i-1}}{\partial r} - \frac{u_{i-1}}{r}\right) \frac{\partial u_{i-1}}{\partial z}\right)^{\frac{1}{2}} \left(\frac{1}{3}\left(\frac{\left(\frac{\partial u_{i-1}}{\partial r} - \frac{u_{i-1}}{r}\right)}{\frac{\partial u_{i-1}}{\partial z}} + \frac{\frac{\partial u_{i-1}}{\partial z}}{\left(\frac{\partial u_{i-1}}{\partial r} - \frac{u_{i-1}}{r}\right)}\right)\right)^{\frac{3}{2}}} \right) \Bigg)$$
$$+ \frac{\partial \Delta u}{\partial z} \left(\left(v - r\frac{\partial v}{\partial r}\right) \left(\frac{\frac{1}{9}(m-1)\, k \dot{\bar{\epsilon}}_{i-1}^{\,m} exp\left(\frac{mQ}{RT}\right)}{\left(\left(\frac{\partial u_{i-1}}{\partial r} - \frac{u_{i-1}}{r}\right) \frac{\partial u_{i-1}}{\partial z}\right)^{\frac{1}{2}} \left(\frac{1}{3}\left(\frac{\left(\frac{\partial u_{i-1}}{\partial r} - \frac{u_{i-1}}{r}\right)}{\frac{\partial u_{i-1}}{\partial z}} + \frac{\frac{\partial u_{i-1}}{\partial z}}{\left(\frac{\partial u_{i-1}}{\partial r} - \frac{u_{i-1}}{r}\right)}\right)\right)^{\frac{3}{2}}} \right) \right.$$
$$- r\frac{\partial v}{\partial z} \left(\frac{\frac{1}{9}(m-1)\, k \dot{\bar{\epsilon}}_{i-1}^{\,m} exp\left(\frac{mQ}{RT}\right)}{\frac{\partial u_{i-1}}{\partial z} \left(\frac{1}{3}\left(1 + \frac{\left(\frac{\partial u_{i-1}}{\partial r} - \frac{u_{i-1}}{r}\right)^2}{\left(\frac{\partial u_{i-1}}{\partial z}\right)^2}\right)\right)^{\frac{3}{2}}} + \mu_{i-1} \right) \Bigg) \Bigg)$$
$$+ \mu_{i-1} \left(\frac{\partial u_{i-1}}{\partial r} - \frac{u_{i-1}}{r}\right) \left(v - r\frac{\partial v}{\partial r}\right) - \mu_{i-1} r \frac{\partial u_{i-1}}{\partial z} \frac{\partial v}{\partial z} dr dz = 0 \tag{3.25}$$

À partir de la vitesse u_i, on actualise la vitesse de déformation équivalente $\dot{\bar{\epsilon}}_i$, la contrainte $\bar{\sigma}_i$ et la viscosité μ_i. On en déduit la densité de puissance $q_i^{plastic}$ générée par déformation plastique dans le modèle local.

$$q_i^{plastic} = \beta\, \tilde{\boldsymbol{\sigma}} : \tilde{\dot{\boldsymbol{\epsilon}}} \tag{3.26}$$

3.2.3 Problème thermique

La résolution du problème thermique permet de calculer le champ de température dans le domaine local et ainsi de prendre en considération les effets de la température sur les propriétés du matériau. Le champ de température est obtenu par résolution de l'équation de la chaleur dans le domaine Ω. La totalité de la puissance mise en jeu est transformée en chaleur.

Suivant les versions du modèle thermo-fluide, une ou deux sources de chaleurs ont été utilisées. La puissance générée par déformation plastique, résultat de la résolution du problème de mécanique des fluides, est injectée dans le modèle au moyen d'une densité de puissance volumique $q^{plastic}$. En présence de frottement, dans le cas d'une condition de collage-glissement partiel, une source de chaleur surfacique $q^{friction}$ intervient à l'interface entre la matière et l'outil. Enfin, une température est imposée en condition aux limites à la frontière Γ_2.

Le problème thermique s'écrit :

$$q^{plastic} + \lambda \Delta T = 0 \qquad \text{dans} \qquad \Omega \tag{3.27}$$

$$\frac{\partial T}{\partial \vec{\boldsymbol{n}}} = q^{friction} \qquad \text{sur} \qquad \Gamma_{0+4} \tag{3.28}$$

$$\frac{\partial T}{\partial \vec{\boldsymbol{n}}} = 0 \qquad \text{sur} \qquad \Gamma_{1+3+5} \tag{3.29}$$

$$T = T_{\Gamma_2} \qquad \text{sur} \qquad \Gamma_2 \tag{3.30}$$

La formulation faible du problème thermique, obtenue en suivant la démarche exposée au paragraphe 3.2.2 s'exprime

$$\int_{\Omega} \left(r\lambda \left(\frac{\partial T}{\partial r}\frac{\partial w*}{\partial r} + \frac{\partial T}{\partial z}\frac{\partial w*}{\partial z} \right) - r q^{plastic} w* \right) dr dz - \int_{\Gamma_{0+4}} r q^{friction} w * dr = 0 \tag{3.31}$$

$$T = T_{\Gamma_2} \qquad \text{sur} \qquad \Gamma_2 \tag{3.32}$$

où $w*$ représente un champ scalaire virtuel de température.

Le champ de température T calculé dans le domaine Ω permet de réactualiser les valeurs de la contrainte $\bar{\sigma}$ et de la viscosité μ.

3.2.4 Versions du modèle thermo-fluide local

Trois versions du modèle thermo-fluide local ont été utilisées au cours de ces travaux, la troisième et dernière version pouvant être considérée comme l'évolution des deux premières.

La première version correspond au modèle initialement publié par Colegrove et al. [12]. La vitesse imposée à l'interface entre l'outil et la matière est égale à la vitesse de l'outil ; on se place ainsi dans une hypothèse de collage parfait. Toute la puissance mise en jeu est générée par déformation plastique, il n'y a donc pas de frottement. Le problème de mécanique des fluides est résolu avec pour vitesse $u_0 = r\omega$ en condition aux limites. Quant au problème thermique, l'absence de friction implique naturellement $q^{friction} = 0$.

La deuxième version, adaptée des travaux de Colegrove et al. [12] par Deloison et al. [17], ajoute une condition de collage/glissement partiel. Une vitesse à l'interface,

inférieure à la vitesse de l'outil, est imposée en condition aux limites de sorte qu'un glissement de la matière par rapport à l'outil est ménagé. La condition aux limites du problème de mécanique des fluides devient $u_0 = \delta r\omega$, où δ désigne le coefficient d'entrainement de matière, constant le long de l'épaulement. La chaleur n'est plus exclusivement générée par déformation plastique, une partie de la puissance provient du travail des forces de frottement à l'interface.

Deux formulations du frottement ont été envisagées dans nos travaux. Décrite au paragraphe 3.1.4, la loi de Coulomb permet d'exprimer la contrainte tangentielle de frottement en fonction de la pression de contact. Dans ce premier cas, la valeur de la densité de puissance générée est égale à :

$$q^{friction} = (1-\delta)r\omega\tau_{Coulomb} \qquad \text{avec} \qquad \tau_{Coulomb} = fp_c \qquad \text{et} \qquad p_c = \frac{F_p}{S_e} \quad (3.33)$$

La formulation de Coulomb présente l'énorme avantage de pouvoir exploiter la *pin force* F_p, donnée expérimentale mesurée en cours d'essai.

La formulation de Tresca fixe la contrainte de cisaillement requise pour déformer le matériau dans la couche limite à l'interface. La densité de puissance générée s'exprime :

$$q^{friction} = (1-\delta)r\omega\tau_{Tresca} \qquad \text{avec} \qquad \tau_{Tresca} = \bar{m}\frac{\bar{\sigma}}{\sqrt{3}} \quad (3.34)$$

La contrainte équivalente étant calculée en tout point dans le modèle, la formulation de Tresca permet de générer un frottement variable le long de l'épaulement.

Dans la troisième version du modèle, on cherche à satisfaire l'égalité des contraintes sous l'épaulement. La vitesse de la matière à l'interface n'est plus une condition imposée, la condition de collage/glissement partiel est qualifiée de libre. Seule la formulation de Coulomb nous permet d'assurer l'égalité entre la contrainte de frottement et la contrainte dans le matériau en sous-surface de l'épaulement, donnée par l'expression :

$$\tau_{contact} = \mu\frac{\partial u}{\partial z} \quad (3.35)$$

Ainsi, la troisième version du modèle thermo-fluide vise à déterminer la vitesse de la matière sous l'épaulement telle que l'égalité $\tau_{contact} = \tau_{Coulomb}$ soit vérifiée en tout point. On introduit la distribution d'entrainement de matière sous l'épaulement $\gamma(r)$ telle que la vitesse appliquée à l'interface outil-matière soit égale à $\gamma(r)r\omega$.

Plusieurs itérations sont nécessaires pour obtenir l'égalité des contraintes. À chaque itération, la contrainte $\tau_{contact}$ calculée est comparée à la contrainte cible $\tau_{Coulomb}$. Trois cas peuvent se présenter :

- lorsque $\tau_{contact} > \tau_{Coulomb}$, la vitesse du matériau doit nécessairement être réduite car le matériau ne peut être déformé à une contrainte supérieure à $\tau_{Coulomb}$. On applique à l'interface une nouvelle distribution de vitesse u_j fonction de u_{j-1} et $\tau_{contact}$ telle que $u_j < u_{j-1}$.
- lorsque $\tau_{contact} < \tau_{Coulomb}$, la vitesse du matériau à l'interface doit être augmentée de manière à obtenir l'égalité entre les deux contraintes. On a alors $u_j > u_{j-1}$.

– lorsque $\tau_{contact} = \tau_{Coulomb}$, les contraintes sont compatibles à l'interface. Si l'égalité est vérifiée sur cinq itérations successives avec $u_j = u_{j-1}$ alors le modèle converge.

Dans le tableau 3.1 sont présentées les principales différences entre les trois versions du modèle thermo-fluide, en termes de vitesse aux limites du modèle et de source de chaleur.

Version du modèle	**Type de Contact**	**Vitesse aux limites**	**Source de chaleur**
I	Collage	$r\omega$	$q^{plastic}$
II	Collage/glissement partiel imposé	$\delta r\omega$	$q^{plastic} + q^{friction}$ Coulomb ou Tresca
III	Collage/glissement partiel libre	$\gamma r\omega$ avec γ tel que $\tau_{contact} = \tau_{Coulomb}$	$q^{plastic} + q^{friction}$ Coulomb uniquement

Tableau 3.1 – Synthèse des trois versions du modèle thermo-fluide

3.2.5 Couplage et conditions de convergence

Les deux problèmes exposés aux paragraphes 3.2.2 et 3.2.3 sont résolus de manière successive, à l'aide de deux boucles imbriquées, jusqu'à ce que le modèle converge. Dans la première boucle ou boucle fluide est résolu le problème de mécanique des fluides, à température constante. Après chaque résolution, les résultats sont actualisés. On sort de la boucle fluide lorsque la puissance générée par déformation plastique $q_i^{plastic}$ a convergé. La résolution du problème thermique intervient dans une deuxième boucle ou boucle thermique. Elle permet de calculer le champ de température dans le modèle local puis de réactualiser les paramètres matériau utilisés pour la résolution du problème de mécanique des fluides. Un critère basé sur la température maximale atteinte T_{max} et sur la puissance $q_i^{plastic}$ permet d'évaluer la convergence de la boucle thermique et du modèle thermo-fluide local.

La troisième version du modèle thermo-fluide nécessite l'utilisation d'une troisième boucle dite boucle de frottement permettant de faire converger la contrainte réelle.

Lorsque le modèle a convergé, on calcule, par intégration sur le volume balayé par révolution du domaine Ω autour de l'axe de rotation de l'outil, la puissance totale générée par déformation plastique $Q^{plastic}$ donnée par l'expression :

$$Q^{plastic} = \int_{\Omega\times[0,2\pi]} q^{plastic}\, dv \tag{3.36}$$

On calcule de la même manière la puissance totale générée par friction à partir de $q^{friction}$.

$$Q^{friction} = \int_{\Gamma_{0+4+5}\times[0,2\pi]} q^{friction}\, ds \tag{3.37}$$

La somme des puissances $Q^{plastic}$ et $Q^{friction}$ donne ainsi une valeur totale de la puissance de soudage générée. Le modèle thermo-fluide local peut ainsi être utilisé comme source de chaleur.

3.2.6 Remarques sur le modèle thermo-fluide local

Problématique de la convergence et matrice tangente

L'utilisation d'une loi de comportement viscoplastique, de type Zener-Holomon ou Sellars Tegart, introduit certaines difficultés et est généralement à l'origine de problèmes de convergence. Colegrove et al. [12] n'ont fait aucune référence aux éventuelles difficultés rencontrées. Quant à Deloison et al. [17], l'utilisation d'une méthode de relaxation a permis de stabiliser la convergence.

L'implémentation fastidieuse d'une matrice tangente a permis d'améliorer le schéma de convergence et de réduire les temps de calcul. Néanmoins, certains cas de calculs ont posé des problèmes d'instabilité numérique de la matrice tangente très probablement dus à l'annulation d'un ou plusieurs termes de la matrice. Malgré de nombreuses tentatives de conditionnement, aucune solution n'a pu être trouvée à ce jour. Néanmoins, l'utilisation de la valeur approchée de la matrice tangente s'est révélée tout à fait satisfaisante.

Lois de frottement

Deux formulations du frottement ont été utilisées dans ces travaux. Ces deux lois peuvent être utilisées indifféremment dans la deuxième version du modèle thermo-fluide. En revanche, la troisième version du modèle a été présentée uniquement avec une loi de Coulomb.

3.3 Modélisation globale du FSW Bobbin Tool

Cette partie est consacrée à la présentation du modèle issu du couplage entre le modèle thermo-fluide local et le modèle thermique global.

3.3.1 Principe général

Le modèle thermique à source de chaleur thermo-fluide repose sur le principe du couplage entre le modèle thermique pseudo-stationnaire global et la troisième version du modèle thermo-fluide local présentés respectivement aux paragraphes 3.1 et 3.2. Le modèle thermo-fluide local est utilisé comme modèle de source de chaleur permettant de calculer la puissance totale P à injecter dans le modèle thermique global. Ce dernier fournit en retour la température en tout point du coupon. La moyenne orthoradiale du champ de température autour de l'outil à la frontière entre les deux modèles peut ainsi être appliquée en donnée d'entrée du modèle local sur la frontière Γ_2.

$$P = Q^{plastic} + Q^{friction} \tag{3.38}$$

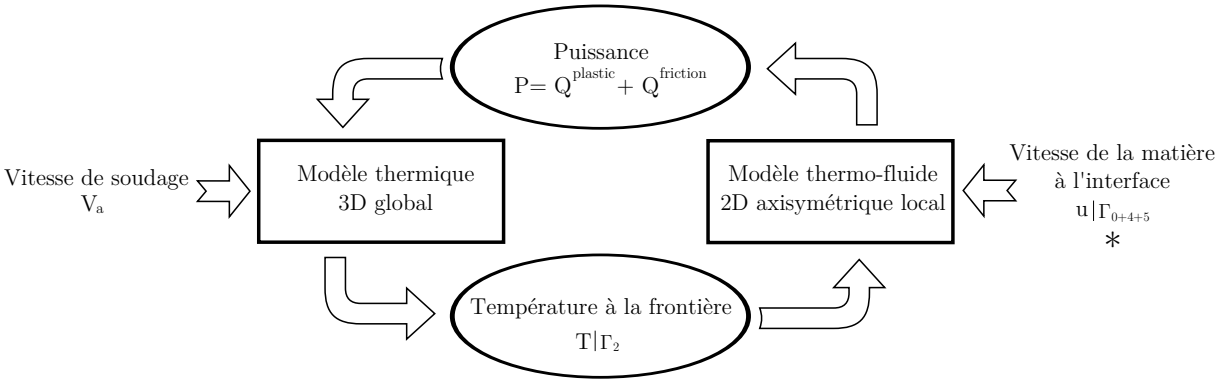


Figure 3.5 – Principe du couplage entre les deux modèles

La figure 3.5 illustre plus en détails ce couplage. À partir d'un champ de vitesse imposé à l'interface entre l'outil et la matière, le modèle de source de chaleur thermo-fluide local calcule la densité de puissance générée par déformation plastique $q_i^{plastic}$ puis $Q^{plastic}$ et $Q^{friction}$. La somme de ces deux puissances est injectée dans le modèle thermique global qui fournit la distribution de température en tout point et en particulier à la frontière entre les deux modèles. Cette température est moyennée sur la circonférence de l'outil puis injectée dans le modèle local. Les deux modèles itèrent jusqu'à la convergence de la puissance globale injectée P et de la température à la frontière T_{Γ_2}.

3.3.2 Couplage et conditions de convergence

L'algorithme de résolution présenté à la figure 3.6 illustre le schéma de convergence utilisé pour le modèle global à source de chaleur thermo-fluide, intégrant quatre boucles au total. Les deux premières boucles permettent de résoudre successivement le problème de mécanique des fluides puis le problème thermique, présentés aux paragraphes 3.2.2 et 3.2.3. Lorsque la puissance dissipée plastiquement et la température maximale dans le modèle local ont convergé, on entre dans la boucle de frottement. Le modèle de frottement intervient pour modifier la vitesse à l'interface jusqu'à ce qu'elle soit compatible avec la contrainte de frottement. Dans la dernière boucle, la puissance totale générée par le modèle thermo-fluide local est injectée dans le modèle thermique. La température à la frontière des deux modèles est relevée. La convergence du modèle général est obtenue lorsque la puissance totale calculée et la température à la frontière ont convergé.

3.3.3 Écoulements de matière

Les écoulements de matière sont très complexes à appréhender en FSW. Néanmoins, l'utilisation de modèles simples permettent, à défaut de simuler complètement les écoulements de matière, de reproduire les phénomènes de coutournement du pion et d'entraînement du matériau autour de l'outil [25]. La démarche proposée dans ces travaux consiste à considérer deux champs de vitesse élémentaires :

– un champ de contournement

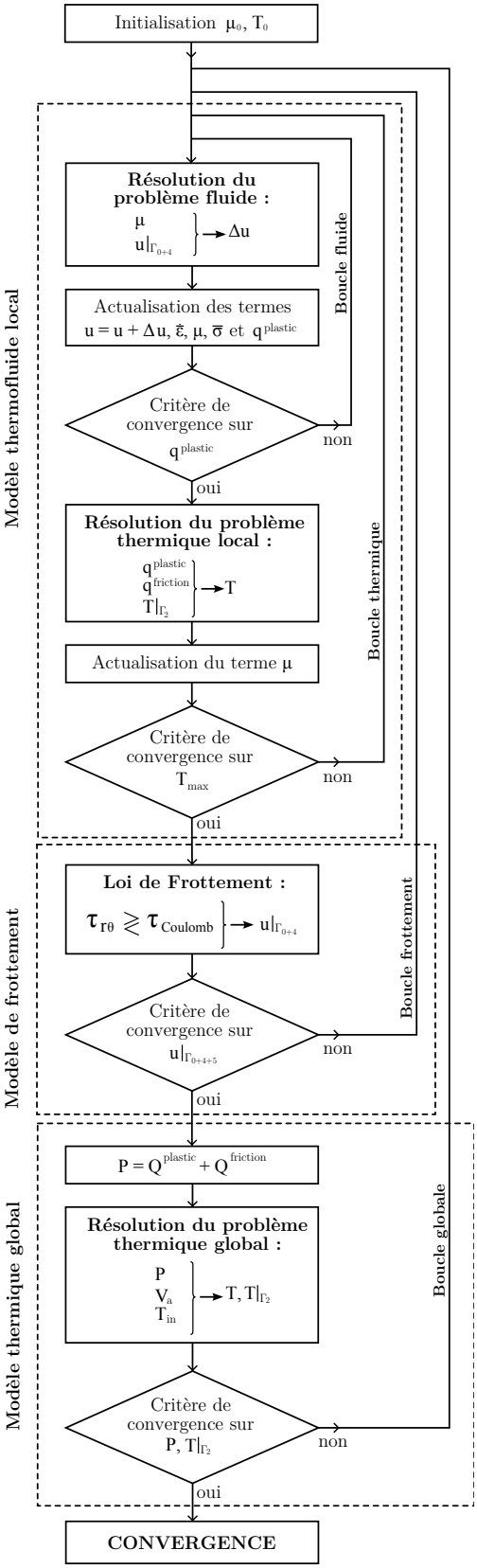


Figure 3.6 – Schéma de convergence du modèle thermique à source de chaleur thermofluide

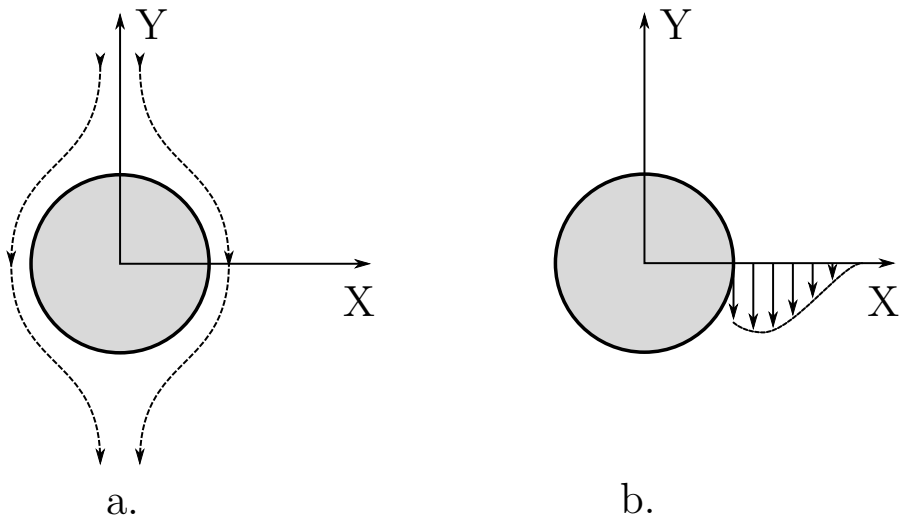


Figure 3.7 – Champs de vitesse (a.) de coutournement et (b.) de rotation

– un champ de rotation autour du pion

Ces deux champs de vitesse sont illustrés sur la figure 3.7.

Champ de coutournement

Le premier champ de vitesse correspond au contournement du pion par le matériau lorsque l'outil avance. En première approche, le problème est assimilé à celui d'un cylindre infini, placé dans un champ de vitesse uniforme V_a égale à la vitesse d'avance. Le matériau est considéré comme un fluide parfait, incompressible et irrotationnel.

Ce champ de vitesse dérive d'un potentiel de vitesse solution de l'équation de Laplace. Celui-ci est invariant suivant l'axe Z et doit, en outre, satisfaire les deux conditions aux limites du problème :

– vitesse loin du pion égale à la vitesse d'avance V_a,

– composante normale de la vitesse nulle au contact du pion.

Dans le repère cylindrique associé au point M, illustré figure 3.8 le champ de vitesse s'exprime :

$$\begin{cases} v_{cr} = V_a \sin\theta \left(\frac{{r_p}^2}{r^2} - 1\right) \\ v_{c\theta} = -V_a \cos\theta \left(\frac{{r_p}^2}{r^2} + 1\right) \end{cases} \tag{3.39}$$

On en déduit les composantes du champ de vitesse dans notre repère cartésien lié à la machine de soudage :

$$\begin{cases} v_{cx} = 2V_a {r_p}^2 \frac{xy}{(x^2+y^2)^2} \\ v_{cy} = -V_a \left(1 + {r_p}^2 \frac{x^2-y^2}{(x^2+y^2)^2}\right) \end{cases} \tag{3.40}$$

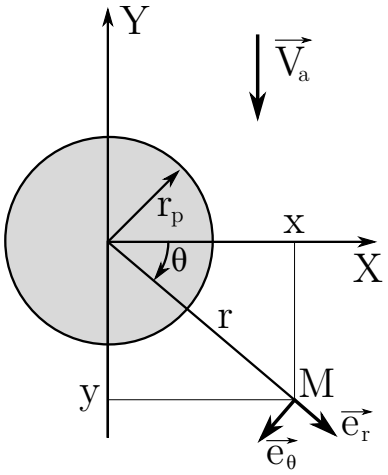


Figure 3.8 – Repère cylindrique associé au point M

Champ de rotation

Le second champ correspond à l'entrainement orthoradial de la matière autour du pion, calculé numériquement au moyen du modèle thermo-fluide local. Champ axysymétrique par construction, il s'exprime de manière très simple dans le repère cylindrique :

$$\begin{cases} v_{rr} = u(r,z) \\ v_{r\theta} = 0 \end{cases} \tag{3.41}$$

où u désigne la vitesse de la matière, résultats du modèle thermo-fluide.

Ce champ s'exprime dans le repère cartésien :

$$\begin{cases} v_{rx} = \frac{-xu}{\sqrt{x^2+y^2}} \\ v_{ry} = \frac{-yu}{\sqrt{x^2+y^2}} \end{cases} \tag{3.42}$$

3.3.4 Combinaison

La combinaison de ces deux champs est illustrée figure 3.9.

Suivant cette approche, une particule de matière est déposée à l'arrière de l'outil à une distance de l'axe de soudage rigoureusement équivalente à ce qu'elle était avant le passage de l'outil.

3.3.5 Règle des débits

À ces deux champs de vitesse sont associés des débits de matière. Le débit de contournement est obtenu par intégration de la vitesse de contournement sur la section de passage, correspondant à un plan normal à l'avance passant par l'axe de

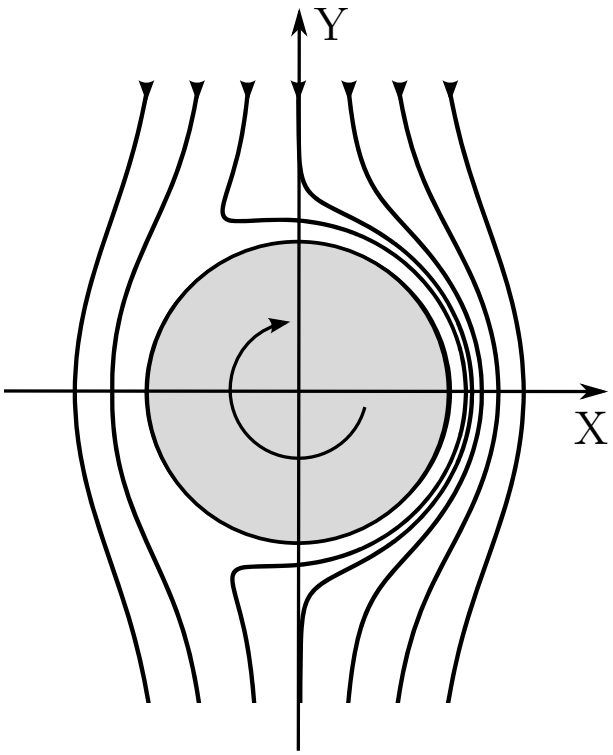


Figure 3.9 – Combinaison des champs de contournement et de rotation

rotation du pion ($y = 0$).

$$d_c = \lim_{r\to\infty} 2 \int_{r_p}^{r} \int_{0}^{e} V_a \left(1 + \frac{{r_p}^2}{x^2}\right) dxdz \tag{3.43}$$

$$d_c = V_a 2 r_p e \tag{3.44}$$

Le débit de contournement est finalement équivalent à la vitesse d'avance multipliée par la section de l'outil à $y = 0$.

Ce premier débit s'interprète physiquement comme la quantité de matière à transférer d'amont en aval au cours du soudage sous l'effet de la vitesse d'avance uniquement.

Le débit de rotation est égal à l'intégrale du champ de vitesse du matériau u, calculée à l'aide du modèle thermo-fluide local, multiplié par la section de passage. La vitesse calculée étant nulle pour $r = r_s$, la section de passage correspond à $[r_p; r_s] \times [0; e]$.

$$d_r = \int_{r_p}^{r_s} \int_{0}^{e} u(r, z) dr dz \tag{3.45}$$

Le débit de rotation constitue une valeur moyenne du débit de matériau en rotation autour de l'outil. Au cours du soudage, ce débit se combine au débit de coutournement. À l'*advancing side*, le débit réel est inférieur au débit de rotation

moyen alors qu'il est supérieur au *retreating side*. On appelle r_d le rapport entre le débit de rotation et le débit de contournement.

$$r_d = \frac{d_r}{d_c} \tag{3.46}$$

Examinons les différents cas pouvant se présenter.

Pour une vitesse d'avance nulle, le débit de contournement est nul, le rapport r_d est maximal et le débit de rotation est équivalent à l'*advancing side* et au *retreating side*. Ce premier cas est particulièrement favorable au malaxage. Le matériau est entrainé autour du pion de manière infinie.

Lorsque le débit de rotation est strictement inférieur au débit de contournement, la quantité de matière en rotation autour de l'outil n'est pas suffisante, il n'y a pas conservation du volume. Ainsi, pour un rapport des débits r_d compris entre 0 et 1, la soudure présente des défauts de type cavité.

Lorsque le rapport r_d est supérieur ou égal à 1, la quantité de matière en rotation est suffisante pour combler le volume laissé vide à l'arrière de l'outil. La matière parcourt au minimum un tour avant d'être déposée à l'arrière de l'outil, il y a conservation du volume. En réalité, le cas particulier d'un rapport des débits égal à 1 se traduit par une largeur de zone malaxée nulle. Si le débit en rotation est théoriquement suffisant par rapport au débit de contournement, le malaxage n'est pas pour autant suffisant pour garantir une soudure sans défaut. Nous avons donc augmenté le seuil des débits afin d'intégrer une marge de sécurité. Dans la suite de ces travaux, une soudure sera considérée comme correctement malaxée pour un rapport des débits supérieur ou égal à 3 environ.

Chapitre 4

Résultats

Sommaire

4.1 Résultats expérimentaux 70
4.1.1 Résultats des essais de soudage 70
4.1.2 Résultats des essais instrumentés 73
4.2 Synthèse des résultats expérimentaux 76
4.2.1 Effets thermiques des paramètres de soudage 76
4.2.2 Effets des conditions d'essai sur la soudabilité : dimension des outils, conductivité thermique, épaisseur de tôle et outillage 82
4.2.3 Vitesse d'avance, *pin force*, effort F_y et effet de convergent 85
4.2.4 Largeur de zone malaxée, écoulements de matière, diamètre de pion, effort F_x et vitesse de rotation 88
4.2.5 Conclusion sur les résultats expérimentaux 91
4.3 Simulation numérique et confrontation aux résultats expérimentaux 92
4.3.1 Modélisation thermique du FSW Bobbin Tool 92
4.3.2 Modélisation thermo-fluide du noyau soudé 99
4.3.3 Modélisation globale du FSW Bobbin Tool 111
4.3.4 Conclusion sur la simulation numérique 113

4.1 Résultats expérimentaux

Dans cette section sont présentés les résultats des essais expérimentaux réalisés au cours de la thèse, pour les trois matériaux et pour les deux épaisseurs 2.5 et 3.5 mm. Ces résultats sont majoritairement issus d'essais exploratoires, pilotés en mode *pin length control* et à paramètres variables, pour des vitesses de rotation de 400 à 800 tr.min^{-1} et des vitesses d'avance jusqu'à 300 mm.min^{-1}, suivant la séquence de soudage présentée au paragraphe 2.3.2.

Dans un deuxième temps seront présentés les résultats des essais instrumentés, qui mettent en œuvre des moyens de mesure ou d'investigation supplémentaires permettant de supporter la démarche d'analyse. Dans notre cas, il s'agit essentiellement d'instrumentation en température et d'investigation des écoulements de matière.

Le tableau 4.1 synthétise l'ensemble des conditions de soudage évaluées expérimentalement. Pour chacun des cas, matériau, épaisseur et outil, le tableau résume les paramètres de soudage, vitesse de rotation et vitesse d'avance, ainsi que la référence de l'essai. Les deux dernières colonnes recensent les essais instrumentés, en température ou pour la visualisation des écoulements de matière.

4.1.1 Résultats des essais de soudage

Données numériques

Les données numériques de soudage correspondent à l'ensemble des signaux enregistrés par la machine au cours du soudage. Nous nous intéresserons principalement aux signaux du couple C, de la *pin force* F_p et des efforts transverse et parallèle à l'avance respectivement notés F_x et F_y. Ces données sont reportées en annexes, synthétisées dans le tableau A1. Les courbes d'évolution des signaux en fonction de la distance soudée sont également disponibles en annexes figures A1 à A7.

Caractérisation des soudures

Les résultats des travaux de caractérisation, obtenus au moyen des méthodes présentées au paragraphe 2.4, sont reportés en annexes. Le tableau A2 synthétise les appréciations de l'aspect visuel et de l'examen macroscopique transverse de la soudure, de la valeur de la largeur de zone malaxée X_m et enfin quelques grandeurs caractéristiques du niveau de dureté dans le joint soudé.

Domaines de soudabilité

La figure 4.1 synthétise les domaines de soudabilité obtenus à l'issue des travaux de caractérisation. Les domaines de soudabilité sont présentés, pour les trois nuances de matériaux, les deux épaisseurs et dans le cas d'un outil composé d'un pion de diamètre 6 mm et d'épaulements de diamètre 12 mm, sous la forme de graphiques

Matériau	Épaisseur e (mm)	Outil* (mm)	Vitesse de rotation V_r (tr.min^{-1})	Vitesse d'avance V_a (mm.min^{-1})	Essai de soudage réf. essai	Essais instrumentés	
						Thermique réf. essai	Écoulements réf. essai
2139	2.5	6/12	400	100	2139-25-BB02		
			400	200		2139-25-BB17	
			600	100		2139-25-BB18	
			600	200		2139-25-BB20	2139-25-BB24
			600	300			
			800	100			
			800	200			
			800	300			
	3.5	6/12	400	100	2139-35-BB04		
			400	200			
			600	100			
			600	200			
			600	300			
			800	100			
			800	200			
			800	300			
2198	2.5	6/12	600	200	2198-25-BB15		
	3.5	6/12	400	100	2198-35-BB01		
			400	200			
			600	100			
			600	200			
			600	300			
			800	100			
			800	200			
			800	300			
2199	2.5	5/10	400	100	2199-25-BB18		
			400	200			
			600	100			
			600	200			
			600	300			
			800	100			
			800	200			
			800	300			
		4/10	600	100	2199-25-BB23		
			600	200			
			800	100			
			800	200			
	3.5	6/12	400	100	2199-35-BB05		
			600	100			
			600	200			

* a/b désigne un outil de type "Scroll", pion de diamètre a, épaulement de diamètre b

Tableau 4.1 – Synthèse des essais de soudage

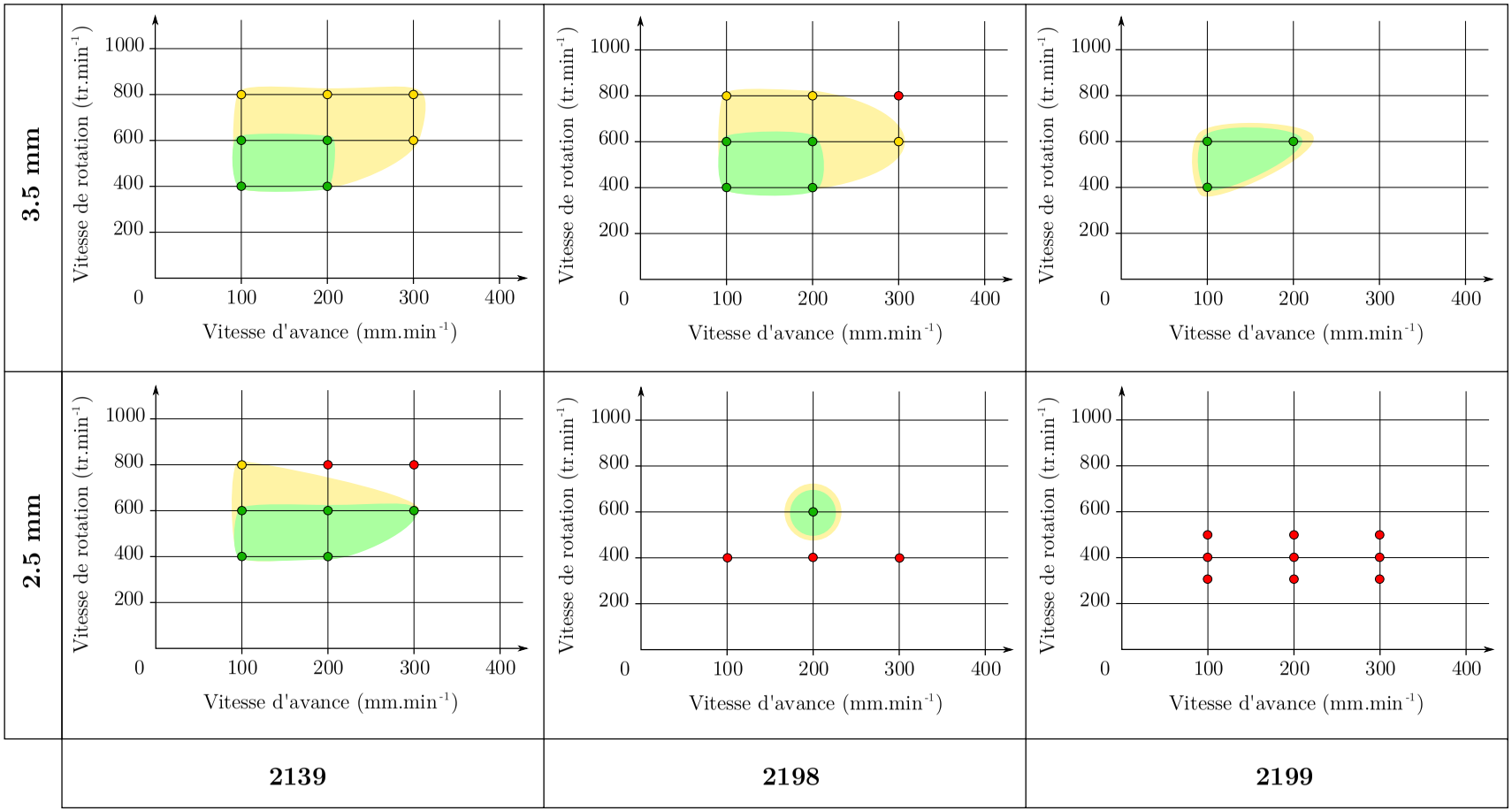


Figure 4.1 – Domaines de soudabilité pour un outil composé d'un pion de diamètre 6 mm et d'épaulements de diamètre 12 mm

où l'axe des abcisses représente la vitesse d'avance et l'axe des ordonnées la vitesse de rotation.

En vert sont délimités les domaines de soudabilité métallurgique. Les aires en jaune représentent les domaines de soudabilité opératoire. Enfin, les points rouge désignent les cas de non soudabilité.

Les domaines de soudabilité évoluent suivant le matériau et l'épaisseur. Ils sont globalement plus larges pour l'épaisseur 3.5 mm et pour l'alliage 2139. Les cas de non soudabilité, principalement des déboutonnages, ont été rencontrés pour les nuances d'alliage d'aluminium-lithium en épaisseur 2.5 mm.

4.1.2 Résultats des essais instrumentés

Instrumentation thermique

La figure 4.2 illustre l'évolution de la température aux points de mesure au cours du temps pour un un essai de soudage de l'alliage 2139, en épaisseur 2.5 mm à 600 tr.min^{-1} et 100 mm.min^{-1} (2139-25-BB18). Tous les résultats des essais instrumentés en température sont regroupés en annexes figures A8 à A11.

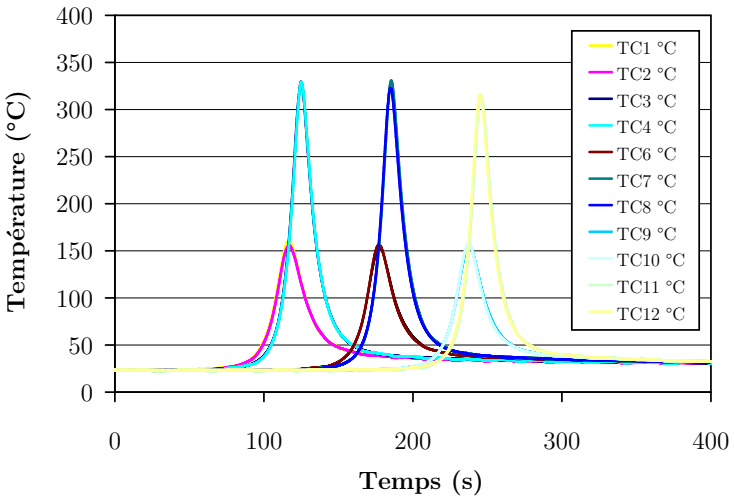


Figure 4.2 – Évolution de la température aux points de mesure au cours du temps - Essai 2139-25-BB18

Les cycles thermiques sont relativement courts comparés à ce que l'on peut observer en FSW conventionnel. À 2 mm du bord d'outil, la température maximale atteint 300 à 350 °C suivant les paramètres de soudage. 5 mm plus loin, elle chute à 150 °C environ, quels que soient les paramètres.

Écoulements de matière

Les résultats des essais de visualisation des écoulements de matière sont présentés figure 4.3. Ces macrographies correspondent à un essai de soudage de la nuance 2139, en épaisseur 2.5 mm soudée à 600 tr.min^{-1} et 200 mm.min^{-1}.

Sur la coupe transverse, on constate que la dispersion de la poudre d'acier est très faible. Latéralement, la poudre s'étend sur 1 à 1.5 mm. La poudre semble avoir été très légerement déportée du côté *retreating side* au cours du soudage alors que le traceur était à l'origine placé dans une rainure usinée au niveau du plan de joint, côté *advancing side*.

Verticalement, la dispersion, évaluée à environ 2 mm, semble plus importante. Une forte proportion de particules a migré vers l'épaulement supérieur, probablement sous l'effet du pas à droite du pion fileté. De fines particules isolées se retrouvent sous l'épaulement. On constate également la présence d'une quantité significative de particules dans la moitié inférieure de la soudure.

Sur la coupe longitudinale, la dispersion des particules est également réduite. Aucun motif périodique ne peut être mis en évidence. De la même manière que pour la coupe transverse, un très léger déplacement de l'*advancing side* vers le *retreating side* est constaté.

En résumé, une faible dispersion de poudre a été constatée. Les particules restent alignées sur l'axe de soudage, au centre du noyau. Une particule initialement placée dans le plan de joint se retrouve après le passage de l'outil au niveau du plan de joint. Ce résultat est tout à fait compatible avec le modèle d'écoulements de matière présenté au paragraphe 3.3.3.

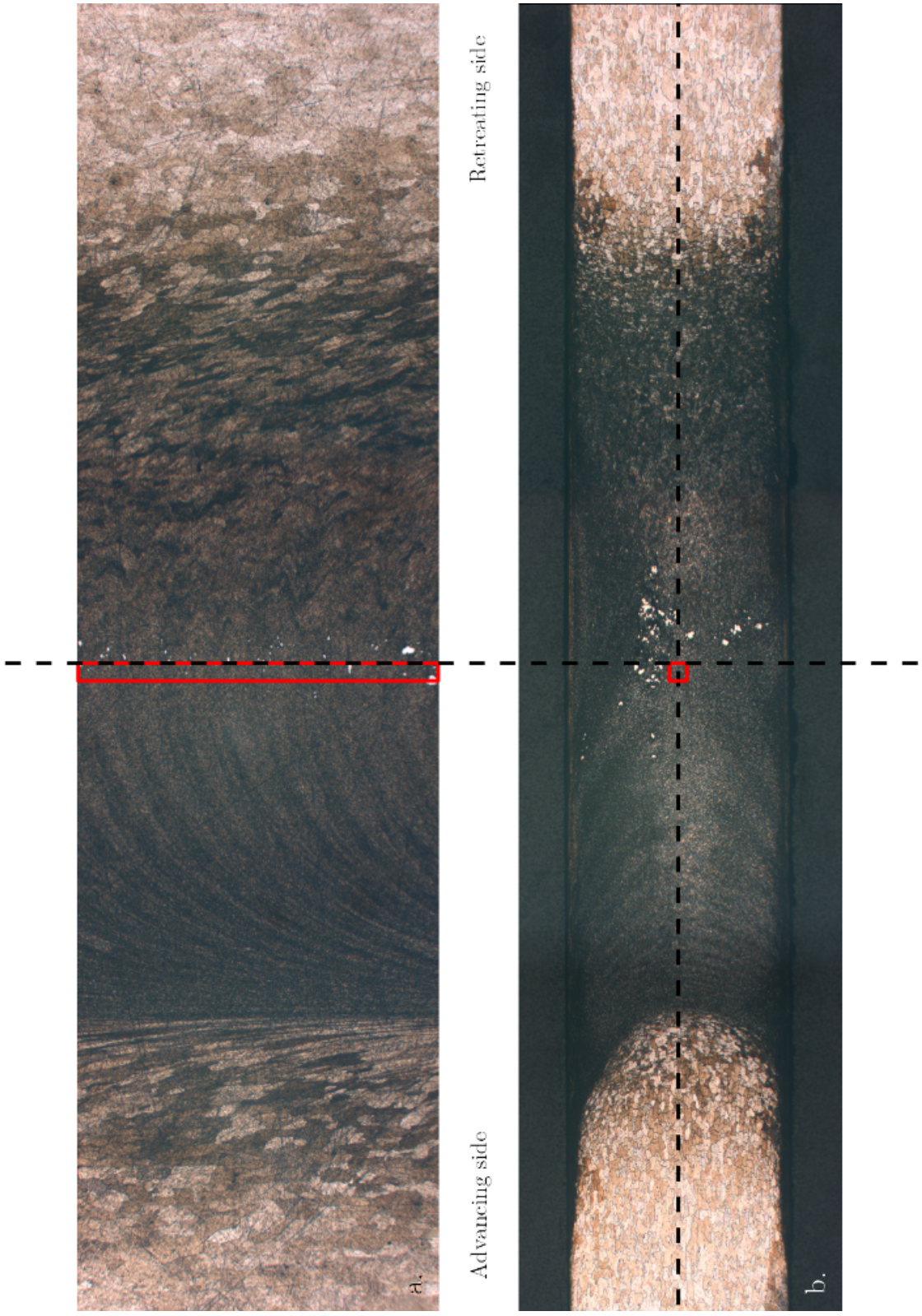


Figure 4.3 – Macroscopies optiques des soudures avec traceur poudre 316L a. coupe longitudinale b. coupe transverse

4.2 Synthèse des résultats expérimentaux

Dans cette section, une synthèse des résultats expérimentaux est proposée, orientée suivant quatre axes majeurs : effets thermiques des paramètres de soudage, effets des conditions d'essais sur la soudabilité, vitesse d'avance et effet de convergent et enfin vitesse de rotation et malaxage. Pour chacun de ces axes, des corrélations entre paramètres de soudage et résultats sont mises en évidence.

4.2.1 Effets thermiques des paramètres de soudage

Bien que non visibles, les effets thermiques des paramètres de soudage jouent un rôle majeur. Ce paragraphe est consacré à l'étude du couplage entre paramètres de soudage, puissance et température.

Effets des paramètres de soudage sur la puissance

Pour chaque jeu de paramètres de soudage, la puissance mécanique est estimée à partir du couple mesuré, par l'intermédiaire de l'expression (3.6) introduite au paragraphe 3.1.4. On rappelle que les valeurs de couples sont données à titre indicatif en raison du couple résistant à la rotation. Au couple brut mesuré est retranchée la valeur du couple à vide évaluée en début et fin d'essai pour chaque vitesse de rotation. Les valeurs de puissance pour le cas de soudage 2139 en épaisseur 2.5 mm (2198-25-BB02) sont reportées dans le tableau 4.2.

Les valeurs de puissance mécanique calculée, comprises entre 540 et 620 W environ, sont relativement faibles. Le travail de l'effort F_y est négligeable ; celui-ci contribue à moins de 1 % à la génération de puissance.

Paramètres de soudage		**Couple mesuré**	**Couple à vide**	**Effort parallèle à l'avance**	**Puissance**
Vitesse de rotation V_r (tr.min^{-1})	**Vitesse d'avance** V_a (mm.min^{-1})	C (N.m)	(N.m)	F_y (kN)	P (W)
400	100	25.2	12.3	88	540.5
400	200	25.7	12.3	310	562.3
600	100	23.1	13.9	-86	577.9
600	200	23.0	13.9	-28	571.7
600	300	23.3	13.9	146	591.3
800	100	22.6	15.5	-127	594.6
800	200	22.8	15.5	22	611.6
800	300	22.9	15.5	308	621.5

Tableau 4.2 – Couple, couple à vide et puissance mécanique déduite en fonction des paramètres de soudage

La figure 4.4 illustre l'évolution de la puissance mécanique en fonction de la vitesse de rotation pour différentes vitesses d'avance. La puissance de soudage est

affectée principalement par la vitesse de rotation et dans une moindre mesure par la vitesse d'avance. Un accroissement de la vitesse de rotation entraine une augmentation quasi linéaire de la puissance. Dans la gamme de paramètres étudiés, le doublement de la vitesse de rotation s'accompagne d'une augmentation de la puissance de 10 % environ. En ce qui concerne l'effet de la vitesse d'avance, la tendance générale est également à l'augmentation lorsque celle-ci augmente, excepté à 600 tr.min^{-1} où la puissance est minimale pour une vitesse de 200 mm.min^{-1}. Dans les deux cas, la sensibilité de la puissance vis à vis des paramètres de soudage semble relativement faible. En effet, pour une large gamme de paramètres investigués, la puissance évolue dans un intervalle restreint.

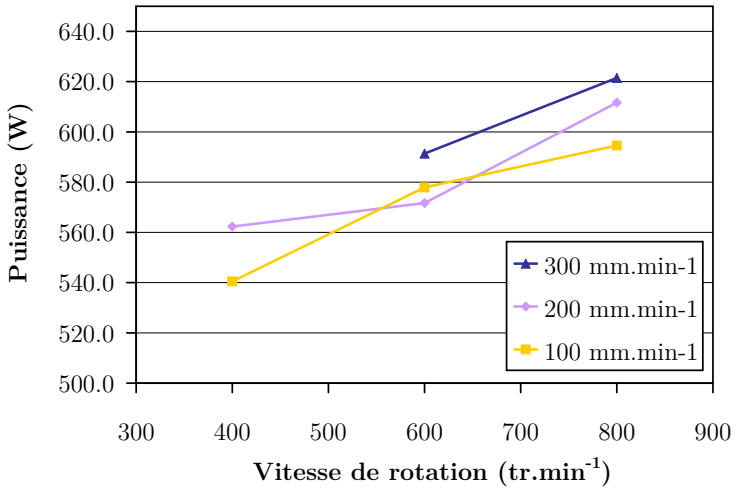


Figure 4.4 – Évolution de la puissance en fonction de la vitesse de rotation pour différentes vitesses d'avance

L'augmentation de la puissance associée à un accroissement de la vitesse de rotation est un résultat largement présenté dans la bibliographie. Tang et al. [55] ont en effet montré que l'augmentation de la vitesse de rotation s'accompagnait d'une augmentation de la température.

L'augmentation de la vitesse de rotation contribue de manière assez évidente à accroitre la puissance générée par frottement à l'interface entre l'outil et la matière ou par cisaillement en sous-surface. Cependant, un doublement de la vitesse de rotation est loin d'entrainer un doublement de la puissance générée. Certains auteurs ont suggéré que l'influence de la vitesse de rotation avait tendance à diminuer dans le cas de soudures chaudes, généralement observées pour des valeurs de *feedrate* faibles (fortes vitesses de rotation ou faibles vitesses d'avance). En comparaison avec le procédé conventionnel, le Bobbin Tool peut en effet être considéré comme plus chaud, principalement en raison de vitesses d'avance réduites.

Quant à l'influence de la vitesse d'avance, elle peut être expliquée par des considérations énergétiques. Soit E la quantité d'énergie nécessaire par mètre de soudure, celle-ci est proportionnelle à la puissance et inversement proportionnelle à la vitesse

de soudage suivant l'expression suivante :

$$E = \frac{P}{V_a} \tag{4.1}$$

Pour une même énergie de soudage E, l'augmentation de la vitesse d'avance V_a s'accompagne nécessairement d'une augmentation de la puissance P.

Dans la littérature, une étude basée sur la méthodologie des plans d'expérience, réalisée par Record et al. [42], a montré que vitesse de rotation et vitesse d'avance contribuaient à augmenter la température dans le noyau soudé.

Effets des paramètres de soudage sur la température

Les cycles thermiques ont été mesurés, à 2 et à 7 mm du passage de l'outil soit respectivement 8 et 13 mm de l'axe de soudage, dans le cas de l'alliage 2139 en épaisseur 2.5 mm, soudé avec un pion de diamètre 6 mm et des épaulements de type *Scroll* de diamètre 12 mm. Trois conditions de soudage ont été investiguées : 400 tr.min^{-1} et 200 mm.min^{-1} (2139-25-BB17), 600 tr.min^{-1} et 100 mm.min^{-1} (2139-25-BB18) et 600 tr.min^{-1} et 200 mm.min^{-1} (2139-25-BB20).

Dans le tableau 4.3 sont reportées les moyennes des températures maximales atteintes en fonction de la localisation des thermocouples pour les différents cas de soudage. Les deux dernières colonnes correspondent aux moyennes des températures à 2 et 7 mm de l'axe de soudage.

Paramètres de soudage		**Températures**					
Vitesse	**Vitesse**	**Advancing**		**Retreating**		**Moyenne**	
de rotation	**d'avance**	**2 mm**	**7 mm**	**2 mm**	**7 mm**	**2 mm**	**7 mm**
V_r (tr.min^{-1})	V_a (mm.min^{-1})	(°C)	(°C)	(°C)	(°C)	(°C)	(°C)
400	200	313.2	138.4	316.3	163.5	314.8	151.0
600	100	325.0	155.9	323.0	156.3	324.0	156.1
600	200	346.5	154.1	337.4	149.8	341.9	151.9

Tableau 4.3 – Valeurs de températures maximales relevées en fonction des paramètres de soudage

Les valeurs maximales des températures évoluent suivant les paramètres entre 138 et 163 °C à 7 mm et entre 313 et 346 °C à 2 mm. Sur la figure 4.5 sont reportées les valeurs des températures mesurées en fonction de la distance du thermocouple à l'axe de soudage et de sa localisation, à l'*advancing side* ou au *retreating side*.

Les écarts de température observés entre l'*advancing side* et le *retreating side* ne laissent pas entrevoir de tendance claire quant au côté de la soudure le plus chaud. À 2 mm de l'outil, la température est légèrement inférieure à l'*advancing side* pour le jeu de paramètres 400 tr.min^{-1} et 200 mm.min^{-1} alors que l'on observe la tendance inverse à 600 tr.min^{-1} et 200 mm.min^{-1}. La bibliographie fait parfois état d'une dissymétrie thermique en FSW conventionnel entre les deux côtés de la soudure, l'*advancing side* étant généralement présenté comme plus chaud en raison du cumul des champs de vitesse [3]. Néanmoins, Tang et al. [55] ont montré qu'il n'y avait

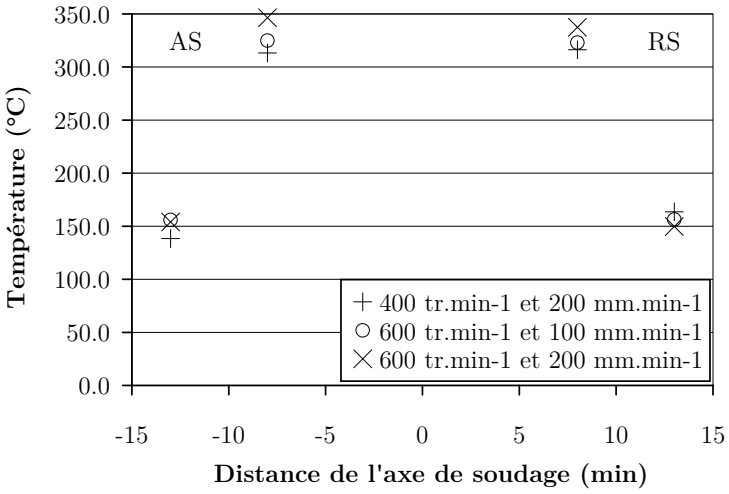


Figure 4.5 – Température maximale atteinte en fonction de la distance à l'axe de soudage

pas de différence significative entre *advancing side* et *retreating side*. Si différence il y a, celle-ci est fortement dépendante des paramètres de soudages investigués. En particulier, par un effet de combinaison des vitesses, plus la vitesse d'avance est élevée, plus la différence de vitesse est importante entre l'*advancing side* et le *retreating side* et plus la différence de température est importante. En Bobbin Tool, les faibles vitesses d'avance observées ne permettent probablement pas de dissymétriser la distribution de température.

Compte tenu du faible écart mesuré expérimentalement, nous poursuivrons l'analyse avec les valeurs moyennes des températures relevées de part et d'autre de la soudure, présentées dans les deux dernières colonnes du tableau 4.3.

L'influence des paramètres de soudage sur la température maximale atteinte à 2 mm est similaire à ce qui a été observé pour la puissance. En effet, comme illustré sur la figure 4.6, une augmentation de la vitesse de rotation pour une même vitesse d'avance s'accompagne d'une augmentation de la température. De même, lorsque la vitesse d'avance augmente, la température maximale atteinte à 2 mm de l'outil augmente légèrement.

À 7 mm de l'axe de soudage, les paramètres de soudage ne semblent plus avoir d'influence sur la température mesurée.

Effets des paramètres de soudage sur le cycle thermique et sur le gradient de température transverse

Sur la figure 4.7 sont superposés les cycles thermiques moyens observés au cours du temps à 2 mm du passage de l'outil, pour une même vitesse de rotation et deux vitesses d'avance différentes. Plus la vitesse d'avance est élevée, plus le cycle thermique est court. Évaluons la durée pour laquelle la température est supérieure à 50 °C, ce qui correspond à environ 15 % de la température maximale ; un doublement de la vitesse d'avance, de 100 à 200 mm.min^{-1}, a pour effet une réduction de moitié

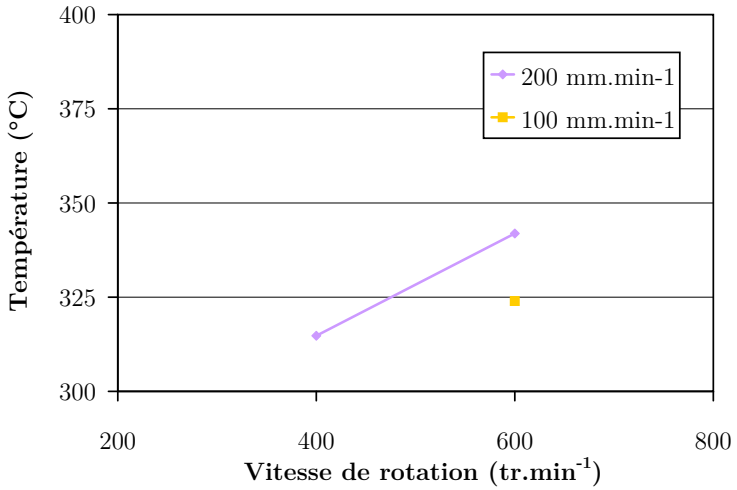


Figure 4.6 – Évolution de la température maximale à 2 mm de l'épaulement en fonction de la vitesse d'avance

de la durée du cycle thermique à 50 °C, soit de 52 secondes à 26 secondes environ. Les vitesses de montée en température et de refroidissement sont augmentées de manière significative. La vitesse d'avance apparaît clairement comme un paramètre influant sur le cycle thermique. À vitesse d'avance constante, la vitesse de rotation n'a pas d'effet perceptible sur le cycle thermique comme l'illustre la figure 4.8.

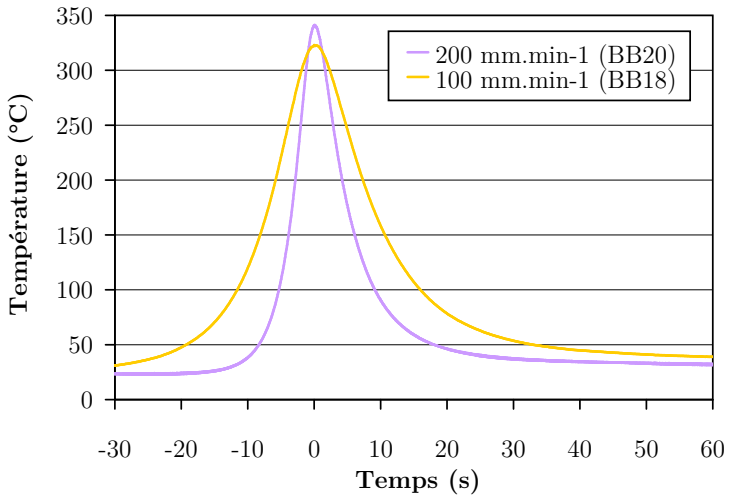


Figure 4.7 – Effet de la vitesse d'avance sur le cycle thermique

Le tableau 4.4 regroupe les valeurs de gradient transverse moyen $\frac{\Delta T}{\Delta x}$ estimé entre les deux thermocouples situés à 2 et 7 mm de l'axe. L'augmentation de la vitesse de rotation pour une même vitesse d'avance n'a pas d'influence significative sur le gradient latéral moyen. En revanche, l'augmentation de la vitesse d'avance à vitesse de rotation fixe s'accompagne d'une augmentation du gradient latéral de 33.6 à

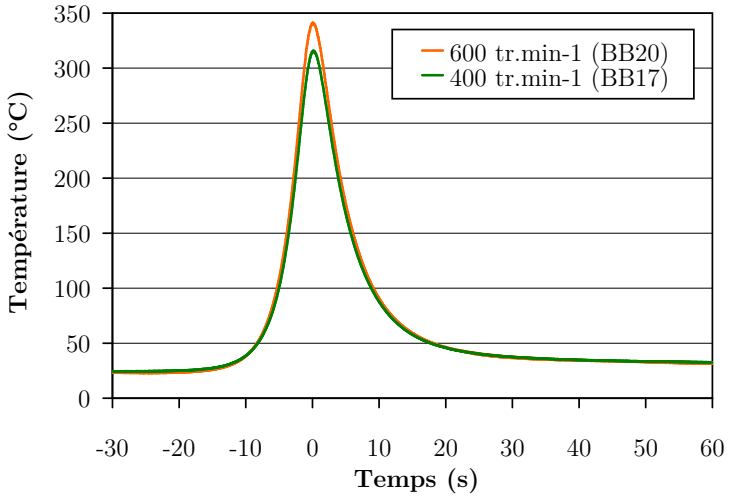


Figure 4.8 – Effet de la vitesse de rotation sur le cycle thermique

38 °C.mm^{-1}.

Paramètres de soudage		**Gradient transverse de température**
Vitesse de rotation V_r (tr.min^{-1})	**Vitesse d'avance** V_a (mm.min^{-1})	$\frac{\Delta T}{\Delta x}$ (°C.mm^{-1})
400	200	32.8
600	100	33.6
600	200	38

Tableau 4.4 – Gradient transverse de température en fonction des paramètres de soudage

Une vitesse d'avance élevée favorise l'évacuation apparente des calories dans le coupon et l'outillage. En effet, plus la vitesse d'avance est importante, plus le volume dans lequel la chaleur diffuse est important et plus le cycle thermique est court.

Conclusion sur les effets thermiques des paramètres de soudage

En conclusion, les principaux effets thermiques des paramètres de soudage, mis en évidence dans ce paragraphe, peuvent se résumer comme suit :

- l'augmentation de la vitesse de rotation s'accompagne d'une augmentation de la puissance d'une part et de la température maximale atteinte à proximité immédiate de l'outil d'autre part,
- une vitesse d'avance supérieure s'accompagne également d'une légère augmentation de la puissance et de la température maximale atteinte dans la tôle,
- lorsque la vitesse d'avance augmente, le cycle thermique est plus court et le gradient latéral plus important traduisant une évacuation apparente des calories dans l'outillage plus rapide.

4.2.2 Effets des conditions d'essai sur la soudabilité : dimension des outils, conductivité thermique, épaisseur de tôle et outillage

Bien que pouvant être considérées à première vue comme secondaires en comparaison avec les paramètres de soudage, les conditions d'essais s'avèrent être en réalité des paramètres fondamentaux. L'objectif de ce paragraphe est de mettre en évidence, de manière qualitative, l'influence des conditions d'essais suivantes sur la soudabilité : dimensions de l'outil de soudage, conductivité thermique de l'alliage, épaisseur du matériau à souder et outillage utilisé.

Effets du diamètre de l'outil sur la soudabilité

La quasi-totalité des cas de soudage exposés dans ces travaux a pu être soudée sans difficulté majeure à l'aide de notre outil de référence, composé d'un pion de diamètre 6 mm et d'épaulements de type *Scroll* de diamètre 12 mm. Seul un cas de soudage a posé problème, celui de la nuance 2199 en épaisseur 2.5 mm, pour lequel nous ne sommes pas parvenus à souder en raison de déboutonnage systématique, cas de non-soudabilité décrit au paragraphe 2.3.3. Les essais menés avec les pions de diamètres 4 et 5 mm associés à leurs épaulements respectifs nous ont permis d'obtenir de meilleurs résultats. Malgré quelques ruptures de pion rencontrées dans le cas du diamètre 4 mm, nous avons pu explorer une gamme de paramètres relativement large dans les deux cas.

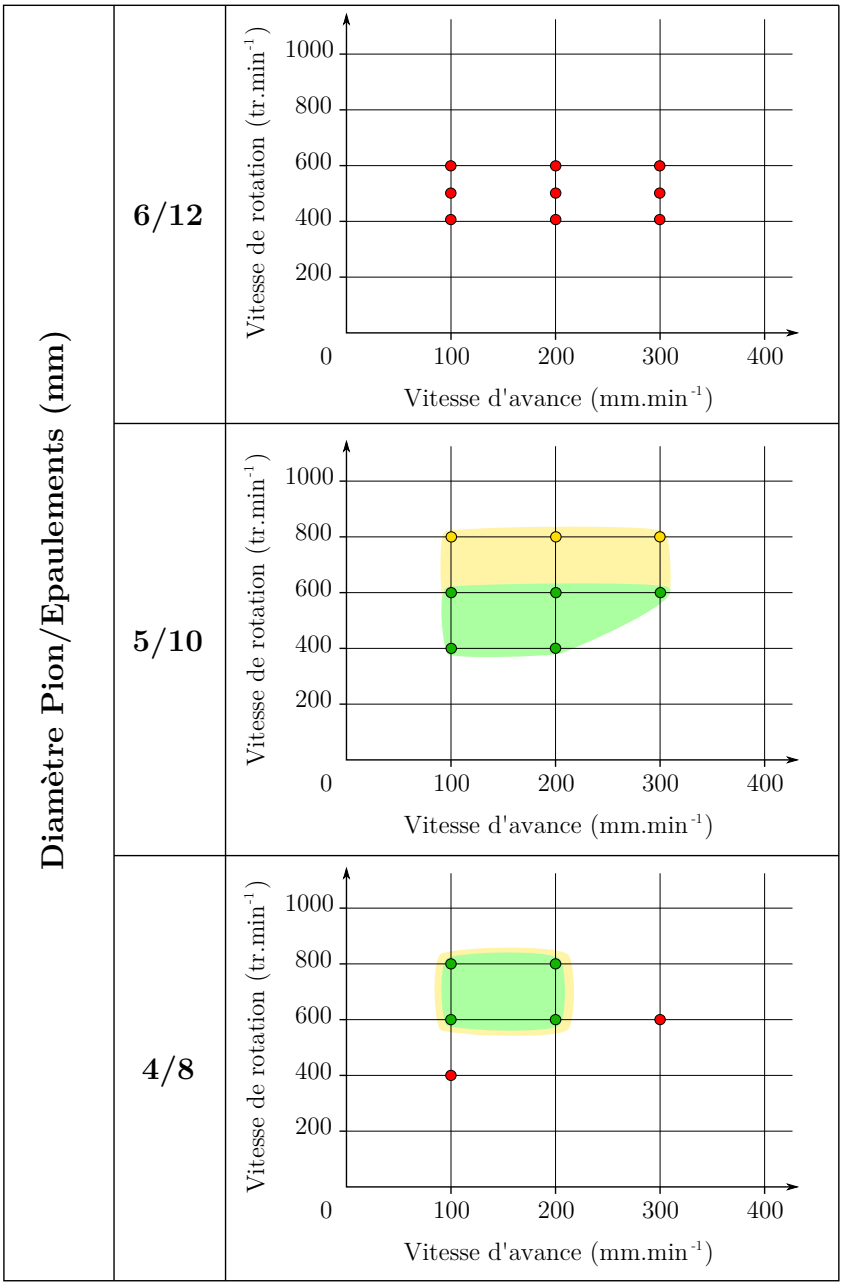
Sur la figure 4.9 sont comparés les trois domaines de soudabilité obtenus pour les trois dimensions d'outils. Alors qu'aucun jeu de paramètre valide n'a été trouvé à l'aide du pion de diamètre 6 mm, la soudabilité opératoire et métallurgique a pu être démontrée sans difficulté à l'aide des pions de diamètres inférieurs. Le domaine de soudabilité est malgré tout réduit pour le pion de diamètre 4 mm.

La figure 4.10 illustre l'évolution du diamètre de pion en fonction de l'épaisseur à souder pour les quelques cas de soudage Bobbin Tool rencontrés dans la littérature [40, 54, 62]. Les cas de soudage EADS y ont été ajoutés.

La figure montre que le rapport entre le diamètre de pion et l'épaisseur à souder est compris entre 1.25 et 2.25 ; celui-ci tend à décroître lorsque l'épaisseur à souder augmente. On constate que les outils choisis par EADS respectent ce rapport.

Si l'on compare à présent ces données aux diamètres de pions rencontrés en FSW conventionnel, présentés au paragraphe 1.1.3, on constate que ces derniers sont, pour une épaisseur à souder similaire, inférieurs en diamètre [20].

Le diamètre de l'outil joue un rôle important dans la génération de chaleur au cours du soudage. Dans l'expression analytique introduite au paragraphe 3.1.4, la dépendance de la puissance au rayon du pion et de l'épaulement apparaît clairement. Plus le diamètre de l'outil est important, plus la quantité de chaleur générée est grande. Les observations réalisées au cours des essais de soudage de l'alliage 2199 permettent d'abonder dans ce sens. En particulier, les déboutonnages obtenus avec l'outil constitué d'un pion de diamètre 6 mm et d'épaulements de diamètre 12 mm pourraient être le résultat d'une énergie de soudage excessive.



LEGENDE	Paramètres investigués	Domaine
Soudabilité opératoire et métallurgique	●	▭
Soudabilité opératoire seule	●	▭
Non soudabilité	●	▭

Figure 4.9 – Domaines de soudabilité pour la nuance 2199 en épaisseur 2.5 mm pour trois outils différents

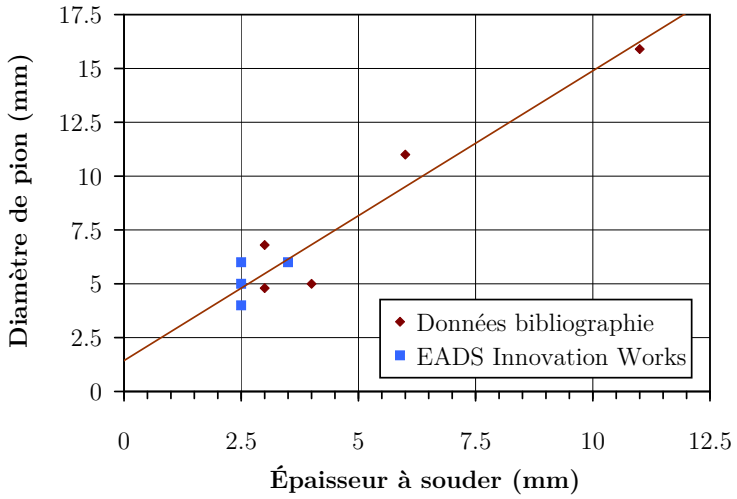


Figure 4.10 – Évolution du diamètre du pion en fonction de l'épaisseur à souder

Si la réduction du diamètre des outils semble incontestablement bénéfique du point de vue énergétique, elle peut néanmoins également conduire à un malaxage réduit. Des conflits d'écoulements ont en effet été constatés sur les macrographies optiques des soudures réalisées à l'aide du pion de diamètre 5 mm. Ce point sera abordé plus en détails au paragraphe 5.2.2.

Effets de la conductivité thermique

Comme évoqué au paragraphe 2.2.3, la conductivité thermique constitue la principale différence entre les trois nuances d'alliages étudiées dans nos travaux. Du point de vue de la soudabilité opératoire, nous avons observé, à diamètre d'outil équivalent, que plus la conductivité thermique est faible, plus l'alliage est difficile à souder. Aucun problème de soudabilité n'a été rencontré avec l'alliage 2139, meilleur conducteur de chaleur, pour lequel la soudabilité opératoire a été démontrée pour une large gamme de paramètres de soudage. L'alliage 2198 présente quant a lui une soudabilité limitée à unique jeu de paramètres et de manière non reproductible. Enfin, l'alliage 2199, qui est le plus mauvais conducteur, n'a jamais pu être soudé à l'aide du pion de diamètre 6 mm.

Effets de l'épaisseur de la tôle

Deux épaisseurs différentes ont été étudiées dans ces travaux, 2.5 mm et 3.5 mm. À diamètre de pion équivalent, nous avons constaté que plus l'épaisseur à souder était faible, plus il devenait difficile de souder l'alliage. En particulier, de nombreux déboutonnages ont été rencontrées dans le cas des nuances au lithium pour l'épaisseur 2.5 mm alors qu'aucune difficulté n'a été rencontrée pour cette même nuance pour l'épaisseur 3.5 mm.

Ces difficultés ont été, une fois de plus, attribuées à un excédent d'énergie de

soudage pour l'épaisseur égale à 2.5 mm. Lorsque la tôle à souder est épaisse, l'emprise des outils de soudage est moins confinée. Le rapport $\frac{e}{r_s - r_p}$ augmente, ce qui favorise l'évacuation des calories dans la direction transverse.

Influence de l'outillage

Aucune étude de l'influence de l'outillage sur la soudabilité n'est présentée dans ces travaux. Un seul modèle d'outillage a été utilisé pour tous les essais. Néanmoins, l'outillage utilisé a été conçu de manière à favoriser les échanges thermiques avec les coupons. Le soudage de la nuance 2199, la moins conductrice, n'a été possible qu'au moyen de cet outillage, toutes les tentatives antérieures avec des outillages aux capacités d'échange réduites ayant échoué.

Conclusion sur les effets des conditions d'essai sur la soudabilité

En conclusion, les conditions d'essais, parce qu'elles interagissent fortement sur le bilan énergétique de la soudure, jouent un rôle important sur la soudabilité opératoire. Nous avons montré que la soudabilité opératoire pouvait être améliorée :

- en réduisant le diamètre des outils,
- par l'utilisation d'alliages à forte conductivité,
- en augmentant l'épaisseur de la tôle à souder,
- au moyen d'outillages favorisant les échanges thermiques.

Ces tendances, mises en évidences de manière qualitative dans ce paragraphe, seront discutées dans la suite de ce document, avec le support de la modélisation.

4.2.3 Vitesse d'avance, *pin force*, effort F_y et effet de convergent

De nombreux résultats de soudage sont liés au paramètre vitesse d'avance par un effet de convergent. On entend ici par effet de convergent le phénomène suivant lequel le matériau contourne le pion de soudage sous l'épaulement. En particulier, nous allons mettre en évidence l'influence de la vitesse d'avance sur les efforts pendant soudage.

Vitesse d'avance et effort de soudage

Au cours d'une soudure Bobbin Tool pilotée en mode *pin length control*, l'effort de soudage ou *pin force* F_p constitue un résultat de l'essai et traduit la réaction du matériau soudé contraint entre les deux épaulements. Nous avons constaté une évolution de l'effort de soudage en fonction des paramètres. Les valeurs mesurées, dans le cas de l'alliage 2139 en épaisseur 2.5 mm, sont reportées dans le tableau 4.5.

Une tendance très nette se dégage, quelle que soit la vitesse de rotation, la *pin force* augmente lorsque la vitesse d'avance croît. En revanche, l'influence de la vitesse de rotation sur la *pin force* n'est pas clairement identifiable. Afin de supprimer l'effet de la vitesse de rotation, on calcule la *pin force* normalisée à 1 pour une valeur de référence prise à vitesse d'avance égale à 100 mm.min^{-1}

Paramètres de soudage		***Pin force***	***Pin force* normalisée**
Vitesse de rotation V_r (tr.min^{-1})	**Vitesse d'avance** V_a (mm.min^{-1})	F_p (kN)	$\frac{F_p}{F_{p\,100}}$
400	100	2.75	1
400	200	3.20	1.16
600	100	2.45	1
600	200	2.95	1.20
600	300	3.30	1.35
800	100	2.70	1
800	200	2.95	1.09
800	300	3.20	1.19

Tableau 4.5 – *Pin force* F_p et *pin force* normalisée $\frac{F_p}{F_{p\,100}}$ en fonction des paramètres de soudage

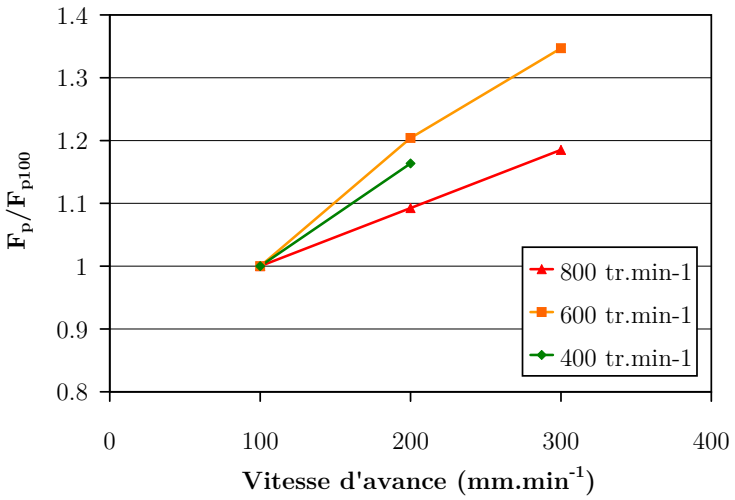


Figure 4.11 – Évolution de la *pin force* normalisée en fonction de la vitesse d'avance

La figure 4.11 représente l'évolution quasi linéaire de la *pin force* normalisée en fonction de la vitesse d'avance.

Plus la vitesse d'avance est importante, plus le débit de contournement est grand et plus la pression exercée sur les épaulements devient forte. Cet effet de convergent est d'autant plus prononcé que les effets thermiques de la vitesse d'avance, abordés au paragraphe 4.2.1 s'ajoutent à ceux de la mécanique des fluides. Ainsi, une forte vitesse d'avance entraine, en raison d'un débit élevé de matériau froid, une augmentation inévitable de la *pin force*. Poussée à l'extrême, l'augmentation de la vitesse d'avance peut ainsi conduire à la rupture du pion en traction.

Vitesse d'avance et effort parallèle à l'avance F_y

Dans le tableau 4.6 sont reportées les valeurs de l'effort parallèle à l'avance F_y en fonction des paramètres de soudage. Malgré des valeurs très faibles, une tendance peut être mise en évidence.

Paramètres de soudage		**Effort parallèle à l'avance**
Vitesse de rotation V_r (tr.min^{-1})	**Vitesse d'avance** V_a (mm.min^{-1})	F_y (kN)
400	100	-0.15
400	200	-0.31
600	100	0.09
600	200	0.03
600	300	-0.15
800	100	0.13
800	200	-0.02
800	300	-0.27

Tableau 4.6 – Effort parallèle à l'avance F_y en fonction des paramètres de soudage

La figure 4.12 illustre l'évolution de l'effort F_y en fonction de la vitesse d'avance pour différentes vitesses de rotation.

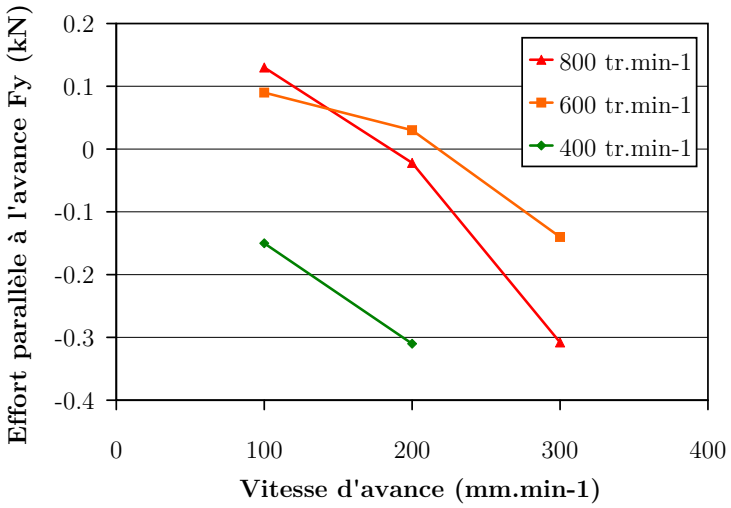


Figure 4.12 – Effort parallèle à l'avance F_y en fonction de la vitesse d'avance

Pour les jeux de paramètres considérés comme les plus chauds, 600 et 800 tr.min^{-1} pour une avance de 100 mm.min^{-1}, on mesure un effort F_y positif, c'est à dire orienté dans le sens de l'avance de l'outil. À 600 et 800 tr.min^{-1} pour une avance de 200 mm.min^{-1}, l'effort est nul ou quasi nul. Enfin, pour les autres jeux de paramètres, l'effort de soudage est négatif, c'est à dire opposé à l'avance de l'outil. L'évolution de l'effort F_y est très clairement identifiable : plus la vitesse d'avance est

importante, plus cet effort est élevé. À 400 tr.min^{-1}, l'effet thermique de la vitesse de rotation permet d'expliquer les efforts sensiblement supérieurs.

L'augmentation de l'effort F_y avec la vitesse d'avance constitue une limite technologique évidente du procédé Bobbin Tool. Un vitesse d'avance trop élevée entraine une augmentation significative de l'effort et par la même occasion du risque de rupture du pion en flexion.

Lorsqu'il est positif, l'effort F_y est orienté dans le sens de l'avance de l'outil, il s'agit donc d'un effort moteur. À faible vitesse de rotation, le procédé Bobbin Tool peut ainsi être considéré comme mécaniquement instable, une partie de la puissance mécanique fournie par la rotation de l'outil contribue à l'avance de l'outil, sous l'effet d'un cisaillement du matériau vraisemblablement supérieur à l'advancing side. Si les faibles vitesses d'avance ne présentent pas d'intérêt d'un point de vue industriel, l'existence d'une valeur quasi nulle d'effort F_y peut être une piste d'asservissement du procédé à explorer.

Conclusion sur l'effet de la vitesse d'avance

L'augmentation de la vitesse d'avance a pour effet l'accroissement de l'effort de pincement entre les épaulements F_p d'une part et de l'effort parallèle à l'avance F_y d'autre part. Ces deux phénomènes s'expliquent par l'augmentation du débit de matériau arrivant en amont de l'outil. L'augmentation de la vitesse d'avance augmente ainsi le chargement du pion et par conséquent le risque de rupture de ce dernier.

4.2.4 Largeur de zone malaxée, écoulements de matière, diamètre de pion, effort F_x et vitesse de rotation

Dans ce paragraphe, nous allons nous intéresser aux effets de la vitesse de rotation sur les résultats de soudage.

Vitesse de rotation et largeur de zone malaxée

Une première corrélation entre la vitesse de rotation et la largeur de zone malaxée a été mise en évidence. Les valeurs de largeur de zone malaxée X_m, mesurées suivant le protocole présenté au paragraphe 2.4.2 sont reportées dans le tableau 4.7. Plus la vitesse de rotation augmente, plus la largeur de zone malaxée diminue comme l'illustre la figure 4.13.

Ce premier résultat provient, selon toute vraisemblance, du comportement viscoplastique de l'aluminium dans la gamme de température observée en FSW Bobbin Tool. En effet, la contrainte d'écoulement d'un tel matériau déformé à chaud dépend de la température et de la vitesse de déformation. L'accroissement de la vitesse de rotation de l'outil a pour effet d'augmenter à la fois la vitesse de déformation et la contrainte d'écoulement du matériau. Même si l'augmentation de la température contribue à ramollir le matériau, il devient de plus en plus difficile de le déformer de

Paramètres de soudage		**Largeur de zone malaxée**
Vitesse de rotation V_r (tr.min^{-1})	**Vitesse d'avance** V_a (mm.min^{-1})	X_m (mm)
400	100	1.88
400	200	1.92
600	100	1.56
600	200	1.15
600	300	0.93
800	100	1.06
800	200	0.42
800	300	0.02

Tableau 4.7 – Largeur de zone malaxée en fonction des paramètres de soudage

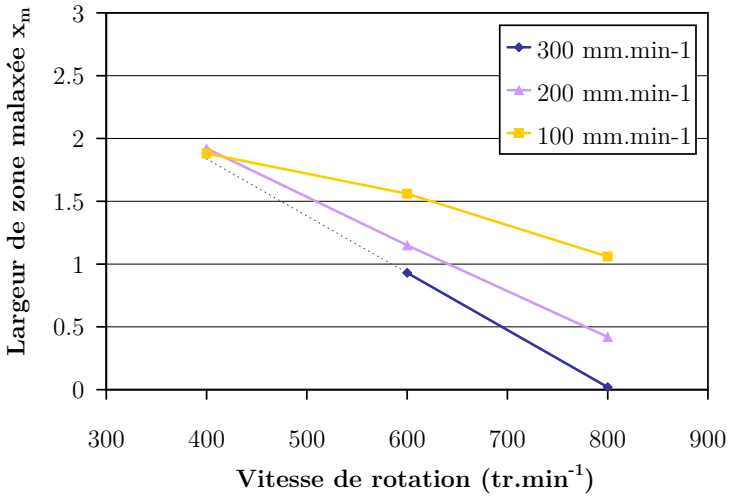


Figure 4.13 – Évolution de la largeur de zone malaxée en fonction de la vitesse de rotation

proche en proche. La déformation est ainsi localisée où la température est maximale, c'est à dire à l'interface entre l'outil et la matière.

L'évolution de la largeur de zone malaxée en fonction de la vitesse de rotation peut également avoir pour origine une variation de l'entrainement de matière à l'interface entre l'outil et la matière. Ce résultat indique selon toute vraisemblance que la vitesse de glissement, c'est à dire la vitesse du matériau par rapport à l'outil, augmente lorsque la vitesse de rotation augmente.

La figure 4.14 illustre l'évolution de la largeur de zone malaxée en fonction de la vitesse d'avance. La largeur de zone malaxée tend à diminuer lorsque la vitesse d'avance augmente. Cette tendance est d'autant plus prononcée que la vitesse de rotation est élevée.

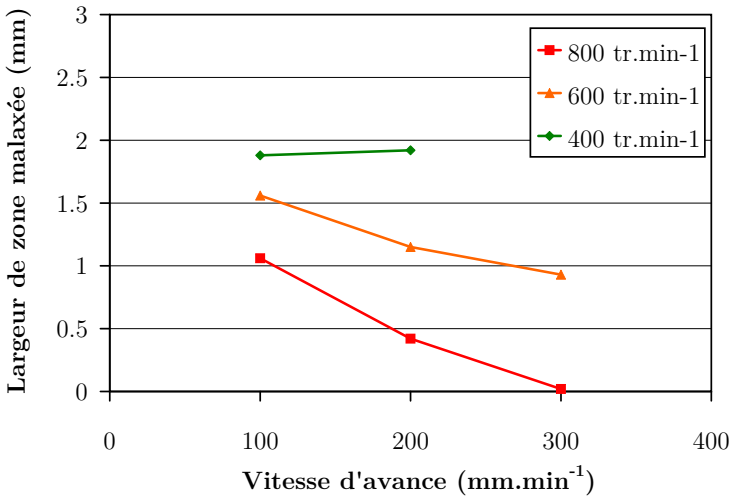


Figure 4.14 – Évolution de la largeur de zone malaxée en fonction de la vitesse d'avance

Vitesse de rotation et effort transverse

Dans le tableau 4.8 sont reportées les valeurs d'effort transverse en fonction des paramètres de soudage.

Paramètres de soudage		**Effort transverse**
Vitesse de rotation V_r (tr.min^{-1})	**Vitesse d'avance** V_a (mm.min^{-1})	F_x (kN)
400	100	-0.40
400	200	-0.43
600	100	-0.33
600	200	-0.71
600	300	-0.86
800	100	-0.49
800	200	-0.94
800	300	-1.20

Tableau 4.8 – Effort transverse F_x en fonction des paramètres de soudage

Sur la figure 4.15, on constate que l'effort transverse F_x augmente lorsque la vitesse de rotation augmente. Cette augmentation est peu prononcée à faible vitesse d'avance. Outre les problèmes de rupture de pion, l'augmentation de l'effort F_x est à l'origine du défaut de manque de parallélisme entre les épaulements, présenté au paragraphe 2.4.5.

L'effort transverse de soudage F_x et la largeur de zone malaxée, présentée au paragraphe précédent, semblent évoluer de manière comparable en fonction des paramètres de soudage. Si la mesure de la largeur de zone malaxée nécessite la réalisation d'une coupe transverse, l'effort F_x peut être contrôlé en cours d'essai ; ainsi, cet effort constitue un bon indicateur du malaxage de la soudure.

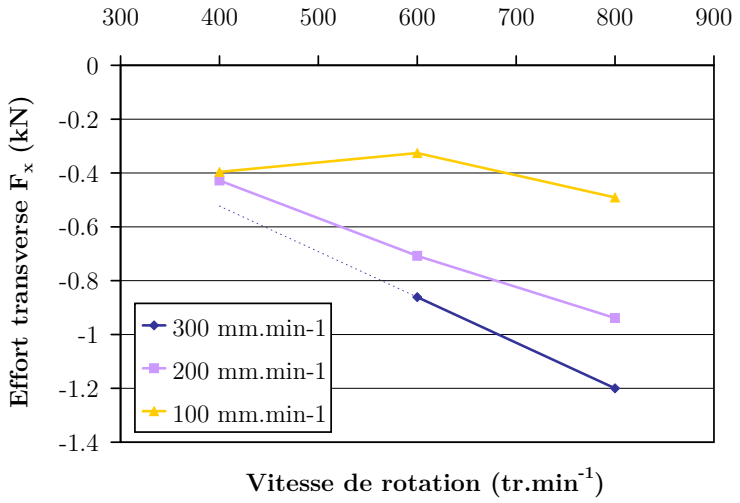


Figure 4.15 – Évolution de l'effort transverse F_x en fonction de la vitesse de rotation

En quoi un effort F_x faible peut-il être considéré comme une condition nécessaire à l'obtention d'une soudure correctement malaxée ?

L'effort F_x correspond à l'effort exercé par le matériau sur le pion au cours du soudage, orienté du *retreating side* vers l'*advancing side*. Le comportement du matériau autour du pion peut être assimilé à celui de l'air autour d'une balle en rotation, connu sous le nom d'effet Magnus. L'écoulement du matériau autour du pion engendre une augmentation de la pression au *retreating side* alors que celle-ci diminue à l'*advancing side*. Plus le champ de contournement est important comparé au champ de rotation, plus le différentiel de pression est fort entre les deux côtés de la soudure. Ce phénomène se traduit par une augmentation de l'effort F_x. En résumé, le rapport des débits, correspondant au quotient du débit de matériau en rotation autour de l'outil sur le débit de contournement, est maximal lorsque l'effort F_x est minimal.

Conclusion sur l'effet de la vitesse de rotation sur le malaxage

Dans un premier temps, une corrélation entre vitesse de rotation et largeur de zone malaxée a été mise en évidence. L'augmentation de la vitesse de rotation entraine une réduction de la largeur de zone malaxée. D'autre part, l'effort transverse mesuré au cours du soudage augmente également lorsque la vitesse de rotation augmente.

4.2.5 Conclusion sur les résultats expérimentaux

En résumé, l'analyse des résultats expérimentaux a permis de mettre en évidence un certain nombre de corrélations :

– l'augmentation de la vitesse de rotation entraine une augmentation de la puissance de soudage, de la température maximale atteinte et de l'effort latéral F_x

mais réduit en contrepartie le malaxage du matériau,
- l'augmentation de la vitesse d'avance s'accompagne également d'une augmentation de la puissance, de la température maximale, de l'effort parallèle à l'avance F_y mais également de la *pin force*, conséquence du pilotage en mode *pin length control*,
- un diamètre d'outil plus faible améliore la soudabilité opératoire mais dégrade le malaxage du matériau,
- un alliage bon conducteur, une épaisseur de tôle supérieure ou un outillage favorisant les échanges thermiques sont autant de facteurs pouvant améliorer de manière qualitative la soudabilité.

Au cours de l'analyse, de fortes interactions entre paramètres d'entrée et résultats ont été constatées. Le procédé de soudage Bobbin Tool apparaît complexe à appréhender d'où la nécessité de faire appel à des outils de modélisation.

4.3 Simulation numérique et confrontation aux résultats expérimentaux

4.3.1 Modélisation thermique du FSW Bobbin Tool

L'utilisation du modèle thermique décrit au paragraphe 3.1 associé à la méthode de calibration par approche inverse a permis de déterminer la puissance de soudage expérimentale, unique donnée d'entrée du modèle. On rappelle que la méthode consiste à déterminer, par dichotomie, la valeur de la puissance à injecter de manière à ce que les températures extraites du modèle se superposent aux températures expérimentales. Dans un deuxième temps, l'évolution de cette puissance expérimentale en fonction des paramètres de soudage sera discutée. Enfin, les travaux de modélisation thermique serviront de base à la détermination d'un coefficient de frottement expérimental représentatif du soudage FSW Bobbin Tool qui alimentera par la suite le modèle thermo-fluide local.

Détermination de la puissance expérimentale

Les valeurs de puissance de soudage expérimentale déterminées à partir des températures mesurées au cours du soudage sont présentées dans le tableau 4.9.

Matériau	**Paramètres de soudage**		**Puissance**
	Vitesse de rotation V_r (tr.min^{-1})	**Vitesse d'avance** V_a (mm.min^{-1})	P (W)
2139	400	200	829
	600	100	829
	600	200	889
2198	600	200	748

Tableau 4.9 – Puissance expérimentale issue du modèle thermique

Les valeurs de puissance expérimentale, comprises entre 750 et 900 W, sont globalement plus élevées que celles de la puissance mécanique présentées au paragraphe 4.2.1, confirmant ainsi nos suspicions sur la mesure du couple. Bien que la problématique de la mesure de la puissance en cours d'essai ne soit pas l'objet de ces travaux, ce premier résultat semble indiquer que seule une partie du couple à vide soit à retrancher au couple mesuré.

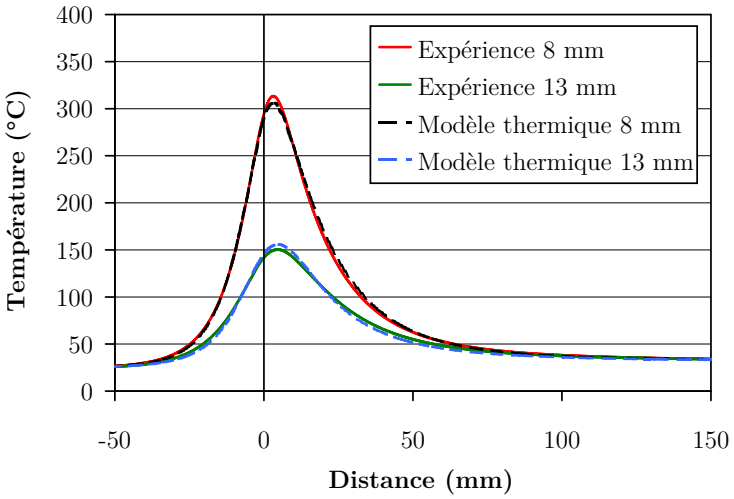


Figure 4.16 – Évolution spatiale de la température suivant l'axe Y - 2139 épaisseur 2.5 mm - 400 tr.min^{-1} et 200 mm.min^{-1}

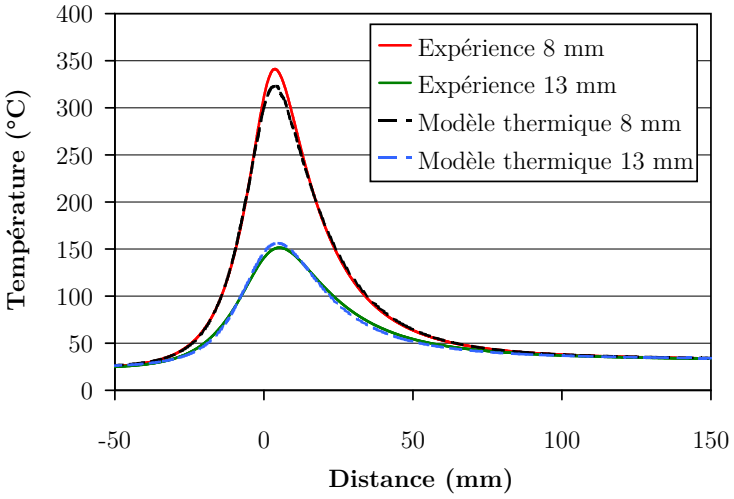


Figure 4.17 – Évolution spatiale de la température suivant l'axe Y - 2139 épaisseur 2.5 mm - 600 tr.min^{-1} et 200 mm.min^{-1}

Les figures 4.16 et 4.17 permettent de comparer l'évolution spatiale de la température suivant l'axe Y entre le modèle thermique et l'expérience, pour l'alliage 2139

en épaisseur 2.5 mm. Les courbes de température ont été extraites à 8 mm et 13 mm de l'axe de soudage, distances correspondant à l'emplacement des thermocouples.

Dans le cas de l'alliage 2198 en épaisseur 2.5 mm, les résultats sont donnés sur la figure 4.18. Contrairement au 2139, les thermocouples ont été positionnés à 8 et 10 mm de l'axe de soudage. Le profil de température extrait du modèle à 13 mm de l'axe de soudage a été ajouté au graphique, afin de permettre la comparaison avec les données relatives à l'alliage 2139.

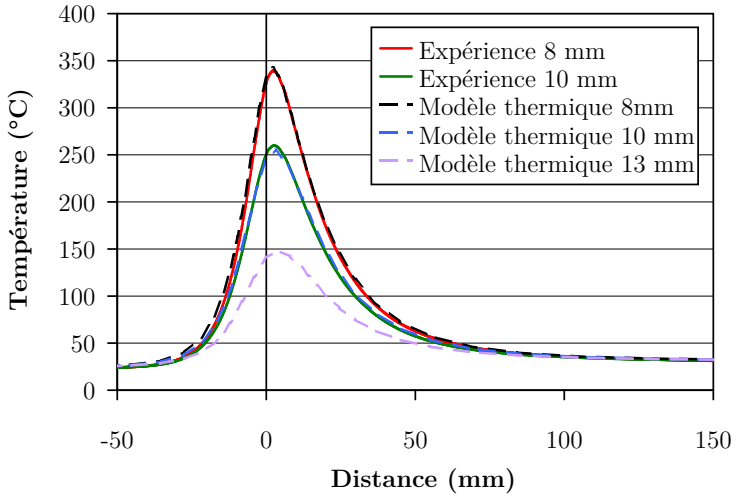


Figure 4.18 – Évolution spatiale de la température suivant l'axe Y - 2198 épaisseur 2.5 mm - 600 tr.min^{-1} et 200 mm.min^{-1}

Les figures 4.16, 4.17 et 4.18 montrent une bonne corrélation entre les profils de température expérimentaux et simulés. Le modèle prédit de manière correcte la valeur maximale de température atteinte. Au niveau des phases de montée en température et de refroidissement, les courbes sont parfaitement superposées. Le modèle se montre ainsi capable de représenter aussi bien l'échauffement local près de l'outil que les échanges thermiques loin de la source de chaleur. La méthode employée, bien que non prédictive, permet de simuler de manière très précise les phénomènes thermiques au cours du soudage FSW Bobbin Tool et de connaître en tout point du coupon le champ de température.

Effets thermiques des paramètres de soudage

Au paragraphe 4.2.1 ont été mis en évidence les effets thermiques des paramètres de soudage sur la puissance mécanique d'une part et sur la température expérimentale d'autre part.

Sur la figure 4.19 est représentée l'évolution de la puissance expérimentale en fonction de la vitesse de rotation et de la vitesse d'avance. On rappelle que les valeurs de la puissance expérimentale sont reportées dans le tableau 4.9.

Bien que nous ne disposions que de trois points expérimentaux pour l'alliage 2139, les effets des paramètres de soudage sur la puissance expérimentale sont

conformes à ce qui a déjà été présenté précédemment. Ainsi, on constate que la puissance augmente lorsque la vitesse de rotation augmente. De même, celle-ci croît lorsque la vitesse d'avance augmente.

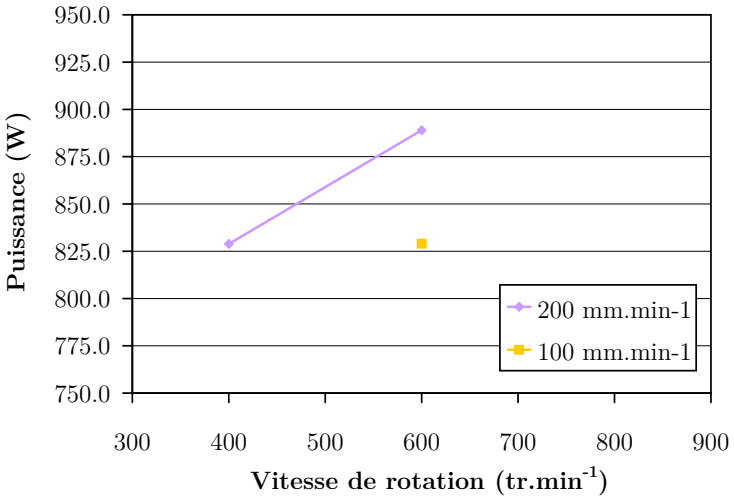


Figure 4.19 – Évolution de la puissance déterminée au moyen du modèle thermique en fonction de la vitesse de rotation et pour différentes vitesses d'avance

Sur la figure 4.20 sont comparés les champs de température pour trois cas de soudage de l'alliage 2139 en épaisseur 2.5 mm. Le modèle thermique étant symétrique par rapport à l'axe de soudage, un demi modèle seulement est représenté.

Au niveau du champ de température, on retrouve de la même manière les tendances mises en évidence au paragraphe 4.2.1. Ainsi, l'augmentation de la vitesse de rotation s'accompagne d'une augmentation de la température dans le noyau soudé. En effet, on constate que la zone soumise à plus de 500 °C s'élargit sensiblement à 600 tr.min^{-1}. Pour une même vitesse d'avance, la puissance mise en jeu à 600 tr.min^{-1} est en effet supérieure.

L'augmentation de la vitesse d'avance pour une même vitesse de rotation modifie sensiblement la forme de la poire de chaleur. À 600 tr.min^{-1} et 100 mm.min^{-1}, son étendue suivant la direction Y est moindre alors qu'elle s'élargit dans la direction transverse. On constate également que les éléments de bridage sont légèrement plus chauds pour ce couple de paramètres de soudage. À plus faible vitesse d'avance, l'efficacité du flux eulérien de matériau froid arrivant en amont de l'outil est moindre, la chaleur diffuse latéralement dans les éléments de bridage.

Au travers de ces résultats de simulation, on retrouve ainsi l'influence de la vitesse d'avance sur le gradient latéral moyen et sur la durée du cycle thermique, telle qu'elle avait été présentée au paragraphe 4.2.1.

Effets du matériau sur la puissance et la température

Si l'on compare à présent les champs de température obtenus dans le cas des alliages 2139 et 2198 pour un même jeu de paramètres 600 tr.min^{-1} et 200 mm.min^{-1},

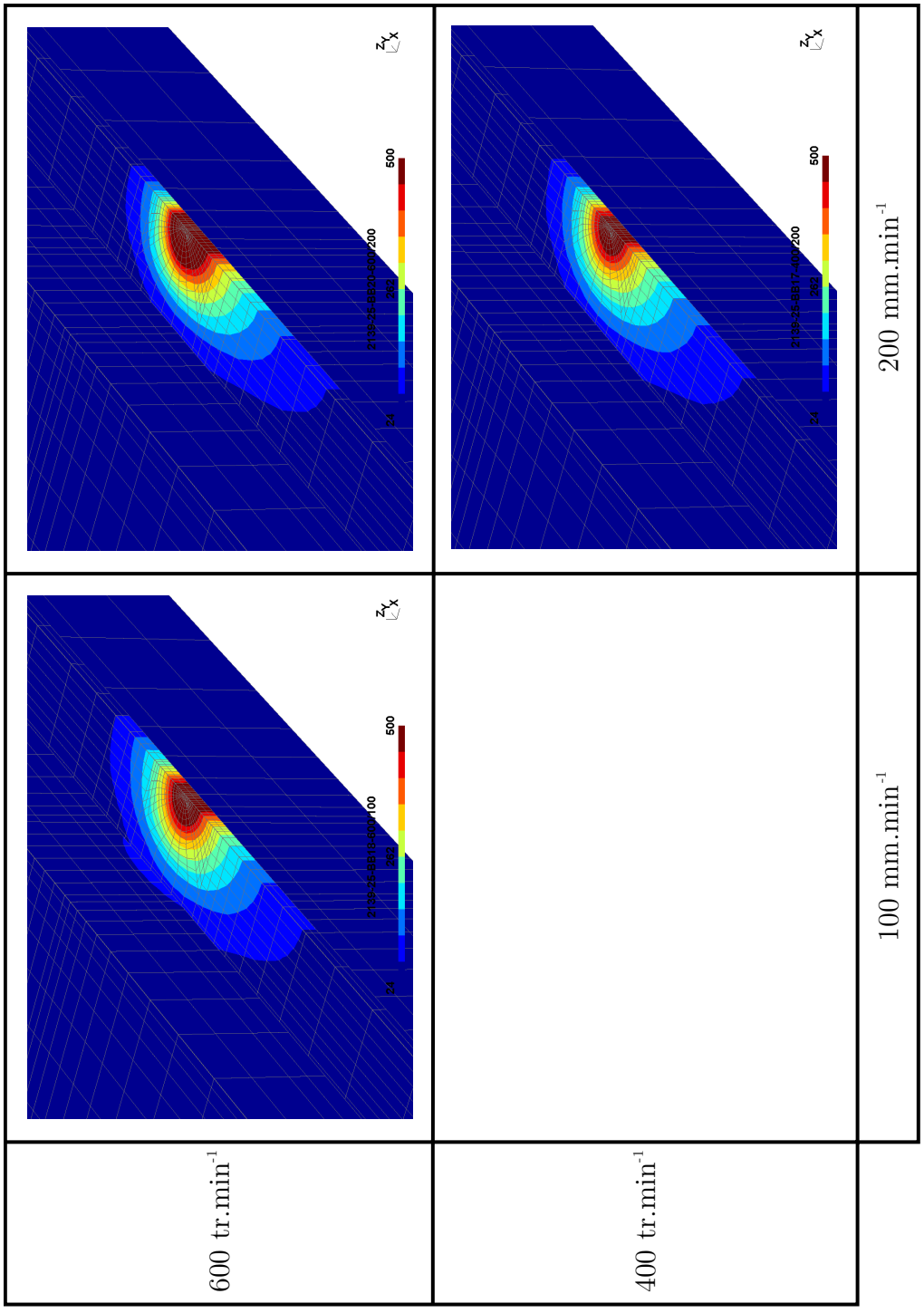
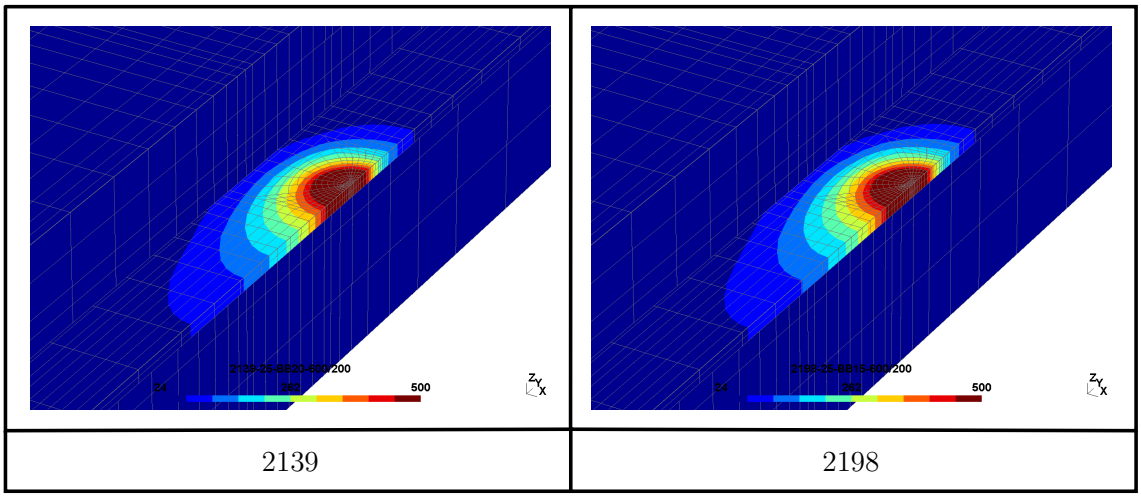


Figure 4.20 – Effets des paramètre de soudage - 2139 épaisseur 2.5 mm

on constate que la température au bord de l'outil et au delà est équivalente. La poire de chaleur présente une étendue similaire dans les deux cas et la zone soumise à une température supérieure à 500 °C est également semblable.



2139	2198

Figure 4.21 – Comparaison 2139 et 2198

Pour autant, la puissance mise en jeu dans le cas du 2198 est environ 20 % supérieure à celle nécessaire au soudage du 2139. Comment expliquer cet écart de puissance entre les deux cas de soudage ? Dans tous les cas, la *pin force* mesurée est 20 % plus faible dans le cas de l'alliage 2198, bien corrélée aux 20 % de puissance supplémentaire.

Si le modèle thermique ne permet pas d'expliquer la différence de puissance nécessaire au soudage du 2139 et du 2198, il met clairement en évidence le fait que pour les mêmes paramètres de soudage et une puissance différente, la température dans le matériau est identique pour les deux cas.

Comme annoncé au paragraphe 2.2.2 et 2.2.3, ces deux matériaux possèdent des propriétés rhéologiques relativement proches alors que leurs propriétés thermiques sont fortement différentes. L'écart de puissance constaté est probablement lié à la différence de conductivité thermique entre ces deux alliages.

Détermination d'une loi de frottement empirique

Au paragraphe 4.3.1, les puissances de soudage ont été déterminées par approche inverse à partir des mesures de températures expérimentales. La *pin force* étant par ailleurs connue, la calibration de la puissance nous permet de déterminer, par l'intermédiaire du modèle de source analytique présenté au paragraphe 3.1.4, un coefficient de frottement macroscopique expérimental, représentatif du FSW Bobbin Tool. Donnée d'entrée essentielle du modèle thermo-fluide local, l'utilisation de ce coefficient de frottement sera détaillée au paragraphe 4.3.2.

La puissance de la source de chaleur est égale au travail des efforts de frottement à l'interface. Dans le cas d'une description du contact à l'aide de la loi de Coulomb associée à une hypothèse de collage/glissement partiel, la source de chaleur est

donnée par l'expression :

$$P = \int_S r\,\omega\,\tau_{contact}\,dS \quad \text{avec} \quad \tau_{contact} = \tau_{Coulomb} = f p_c \qquad \text{et} \qquad p_c = \frac{F_p}{S} \tag{4.2}$$

D'après l'expression (4.2), la puissance augmente linéairement avec la vitesse de rotation. Dans le cas du 2139, le passage de 400 tr.min^{-1} à 600 tr.min^{-1} s'accompagne d'une augmentation de 7 % de la puissance seulement. Une telle évolution ne peut être obtenue que si la contrainte $\tau_{Coulomb}$ diminue lorsque la vitesse de rotation augmente. Lors du passage de 400 tr.min^{-1} à 600 tr.min^{-1}, on constate une diminution d'environ 10 % de la *pin force* F_p. Cette variation ne peut expliquer à elle seule la diminution de la contrainte $\tau_{Coulomb}$. Le coefficient de frottement doit alors nécessairement varier avec la vitesse de rotation.

Dans le tableau 4.10 sont reportés, pour chacun des cas instrumentés, les puissances de soudage, la *pin force* ainsi que le coefficient de frottement empirique f issu de cette démarche.

Matériau	**Paramètres de soudage**		**Puissance**	***Pin force***	**Coefficient de frottement**
	Vitesse de rotation V_r (tr.min^{-1})	**Vitesse d'avance** V_a (mm.min^{-1})	P (W)	F_p (kN)	f
2139	400	200	829	3.20	0.66
	600	100	829	2.45	0.58
	600	200	889	2.95	0.51
2198	600	200	748	2.25	0.57

Tableau 4.10 – Détermination du coefficient de frottement expérimental

Les coefficients de frottement obtenus sont relativement élevés comparés aux valeurs présentes dans la bibliographie, généralement égales à 0.3 ou 0.4 [47]. Nous avons en effet considéré que toute la puissance de frottement était générée par les épaulements, la surface du pion n'est en effet pas comprise dans S. Cet aspect participe à l'augmentation artificielle du coefficient de frottement. D'autre part, la présence de *Scroll* à la surface des épaulements contribue à en augmenter considérablement sa valeur par un effet d'engrennement. En d'autres termes, ce coefficient de frottement doit être considéré comme expérimental ; il est représentatif de nos conditions de soudage FSW Bobbin Tool.

Sur la figure 4.22 est illustrée l'évolution du coefficient de frottement en fonction des paramètres de soudage.

Le coefficient de frottement diminue effectivement lorsque la vitesse de rotation augmente et dans une moindre mesure lorsque la vitesse d'avance augmente. Comme nous le verrons au paragraphe 4.3.2, ces tendances pourront s'expliquer par une variation de la température sous l'épaulement.

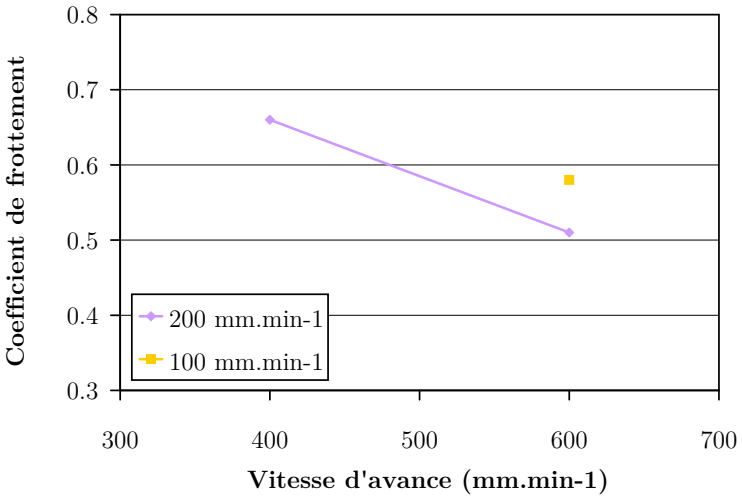


Figure 4.22 – Évolution du coefficient de frottement empirique au sens de Coulomb en fonction des paramètres de soudage

4.3.2 Modélisation thermo-fluide du noyau soudé

L'utilisation d'un modèle thermo-fluide local permet d'accéder à de nombreux résultats et d'appréhender de manière simplifiée les problématiques d'écoulement de matériau autour de l'outil en rotation et de malaxage.

Dans un premier temps, les démarches ayant permis de calibrer le modèle thermo-fluide local au fil des versions seront présentées ; celles-ci ont été réalisées pour le cas de soudage de référence du 2139 en épaisseur 2.5 mm soudé à 600 tr.min^{-1} et 200 mm.min^{-1}.

On rappelle que trois versions du modèle thermo-fluide ont été utilisées. Les deux premières permettent de calculer à partir d'une vitesse de matériau à l'interface et d'une température fixée en condition aux limites, la vitesse de la matière en tout point, le champ de vitesse de déformation et de contrainte d'écoulement équivalente, le champ de température et la puissance totale de déformation plastique. Dans la troisième version du modèle, la vitesse à l'interface devient un résultat de calcul.

Calibration du modèle thermo-fluide local

Pour commencer, la première version du modèle thermo-fluide, à vitesse imposée et hypothèse de collage, a été évaluée. Après 5 à 10 minutes de calcul environ, le modèle-thermofluide local converge et nous livre les résultats.

Le tableau 4.11 résume l'ensemble des données d'entrée et des résultats relatifs à ce premier cas de calcul.

Sur les figures 4.23 (a.) à (d.) sont présentés respectivement les champs de vitesse en m.s^{-1}, de vitesse de déformation en s^{-1}, de contrainte équivalente en MPa et enfin de température en °C dans le domaine rectangulaire axisymétrique Ω.

Le champ de vitesse semble à première vue compatible avec la morphologie d'un joint soudé Bobbin Tool. On retrouve en particulier la convexité de la frontière

Outil de modélisation	Thermo-fluide local I

Paramètres	**Entrée**	**Sortie**	**Expérience**
Matériau	2139		
Épaisseur e (mm)	2.5		
Vitesse de rotation V_r (tr.min^{-1})	600		
Température à la frontière T_{Γ_2} (°C)	342		
Entrainement γ_{r_p} (%)	100		
Puissance P (W)		1696	889
Rapport des débits r_d		37.6	
Température moyenne T_{moy} (°C)		537	
Vitesse de déformation moy. (s^{-1})		82.2	
Contrainte d'écoulement moy. (MPa)		57.7	
Vitesse moyenne (m.s^{-1})		2.39 $\times 10^{-1}$	

Tableau 4.11 – Synthèse du cas de modélisation avec hypothèse de collage de la matière à l'outil

entre le noyau soudé et le matériau de base et la symétrie par rapport à la mi-épaisseur. Le rapport des débits particulièrement élevé satisfait la règle énoncée au paragraphe 3.3.3.

Comme le suggère la figure 4.23 (b.), la déformation est fortement localisée pour $r = r_s = 6$ mm, qui correspond à l'arête extérieure de l'épaulement. Les vitesses de déformation y atteignent des valeurs extrêmement élevées. Ce point singulier s'explique par la discontinuité de la vitesse d'entrainement de la matière en bordure d'épaulement. Une distribution de vitesse continue serait probablement plus adaptée.

La contrainte d'écoulement du matériau évolue de manière progressive suivant l'axe r, de 40 MPa environ au contact du pion jusqu'à 80 MPa à la frontière Γ_2 du modèle.

Enfin, le champ de température montre d'une part une température quasi constante entre les épaulements et un fort gradient thermique lorsque r est compris entre 6 et 8 mm. La température moyenne entre les épaulements, très supérieure à $0.8 \times T_f$, est également supérieure d'environ 30 °C à la température de solidification T_s de l'alliage 2139.

La valeur de puissance calculée, égale à 1696 W, est bien corrélée aux températures excessives calculées dans le noyau soudé. Elle surestime très nettement la puissance déterminée à l'aide du modèle thermique égale à 889 W. Deux phénomènes peuvent être à l'origine de cette valeur excessive. Tout d'abord, l'hypothèse de collage de la matière à l'outil est vraisemblablement à remettre en cause. D'autre part, une calibration des paramètres de la loi de comportement peut être nécessaire.

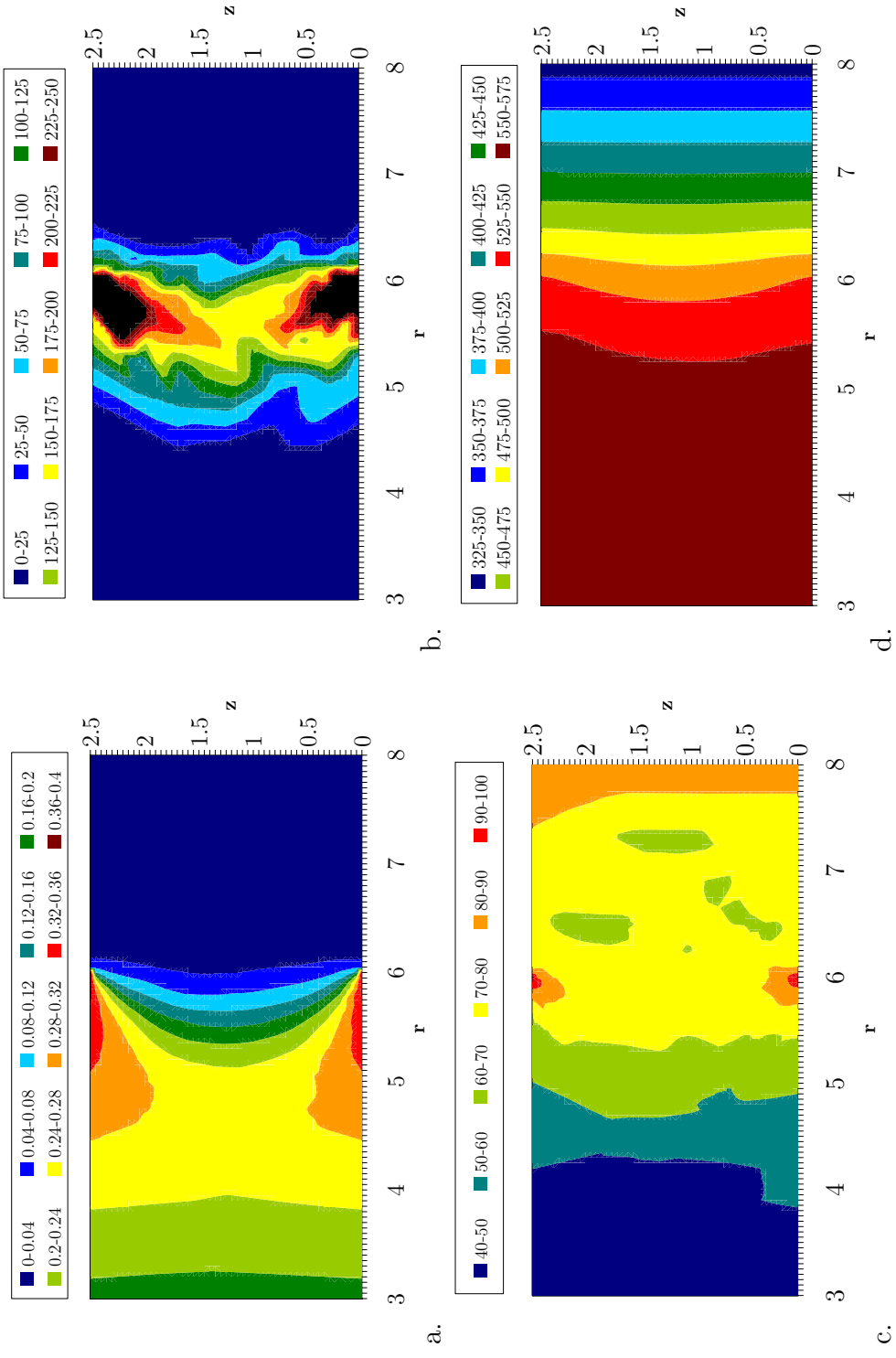


Figure 4.23 – Résultats du modèle thermofluide local : (a.) Vitesse en $m.s^{-1}$, (b.) Vitesse de déformation en s^{-1}, (c.) Contrainte d'écoulement en MPa et (d.) Température en °C

L'introduction d'une hypothèse de collage/glissement partiel par l'intermédiaire du coefficient d'entrainement δ, associé à la deuxième version du modèle thermo-fluide, a permis de réduire les vitesses de déformation dans le noyau soudé tout en abaissant la puissance de soudage.

Les paramètres d'entrée et les principaux résultats de ce deuxième calcul, toujours appliqué au 2139 soudé à 600 tr.min^{-1} et 200 mm.min^{-1}, sont reportés dans le tableau 4.12.

Les résultats, représentés graphiquement sur le domaine Ω, sont disponibles sur les figures 4.25 (a.) à (d.).

L'ajout d'une hypothèse de collage/glissement partiel, à hauteur de 25 % d'entrainement, a effectivement permis de réduire la puissance de soudage à 1114 W. Celle-ci reste néanmoins très supérieure à la puissance expérimentale, issue du modèle thermique et des mesures de température, égale à 889 W.

Les distributions de vitesse et de vitesse de déformation sont similaires au cas précédent. En revanche, les valeurs moyennes des paramètres calculés sont réduites, en particulier en ce qui concerne les vitesses et vitesses de déformation. La température moyenne dans le volume de matériau contenu entre les épaulements est égale à 491 °C, ce qui est inférieur à la température de solidification de l'alliage.

La figure 4.24 illustre la distribution de contrainte de cisaillement $\tau_{contact}$ sous l'épaulement. On constate d'une part la présence d'un pic important au niveau de l'arête extérieure de l'épaulement, à l'endroit même où est concentrée la déformation. D'autre part, la moyenne de la contrainte sous l'épaulement est très supérieure à la contrainte de frottement de Coulomb $\tau_{Coulomb}$. L'excédent de puissance calculée provient donc de la déformation plastique, qui a lieu à des valeurs de contraintes trop élevées. D'après le paragraphe 3.2.4, la matière ne peut physiquement être déformée à des niveaux de contraintes surpérieurs à la contrainte de Coulomb.

Outil de modélisation	Thermo-fluide local II

Paramètres	**Entrée**	**Sortie**	**Expérience**
Matériau	2139		
Épaisseur e (mm)	2.5		
Vitesse de rotation V_r (tr.min^{-1})	600		
Pin force F_p (kN)	2.95		
Coefficient de frottement f	0.51		
Température à la frontière T_{Γ_2} (°C)	342		
Entrainement δ (%)	25		
Puissance P (W)		1114	889
Rapport des débits r_d		8.9	
Température moyenne T_{moy} (°C)		491	
Vitesse de déformation moy. (s^{-1})		21.2	
Contrainte d'écoulement moy. (MPa)		59.9	
Vitesse moyenne (m.s^{-1})		5.79 $\times 10^{-2}$	

Tableau 4.12 – Synthèse du cas de modélisation avec 25 % de collage imposé

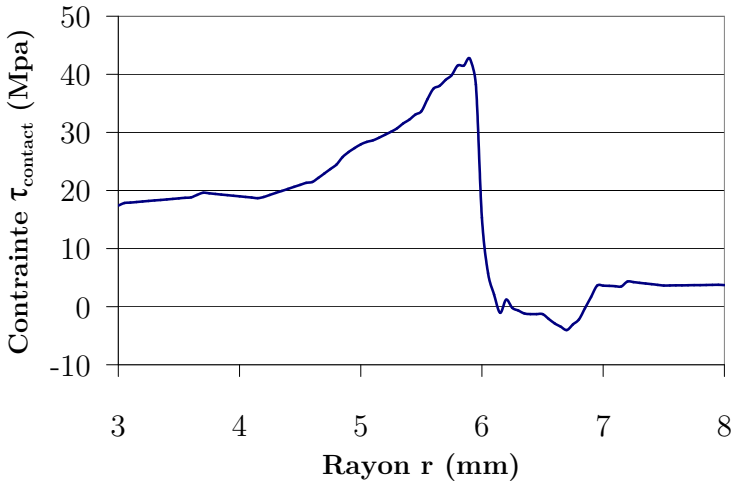


Figure 4.24 – Contrainte de cisaillement

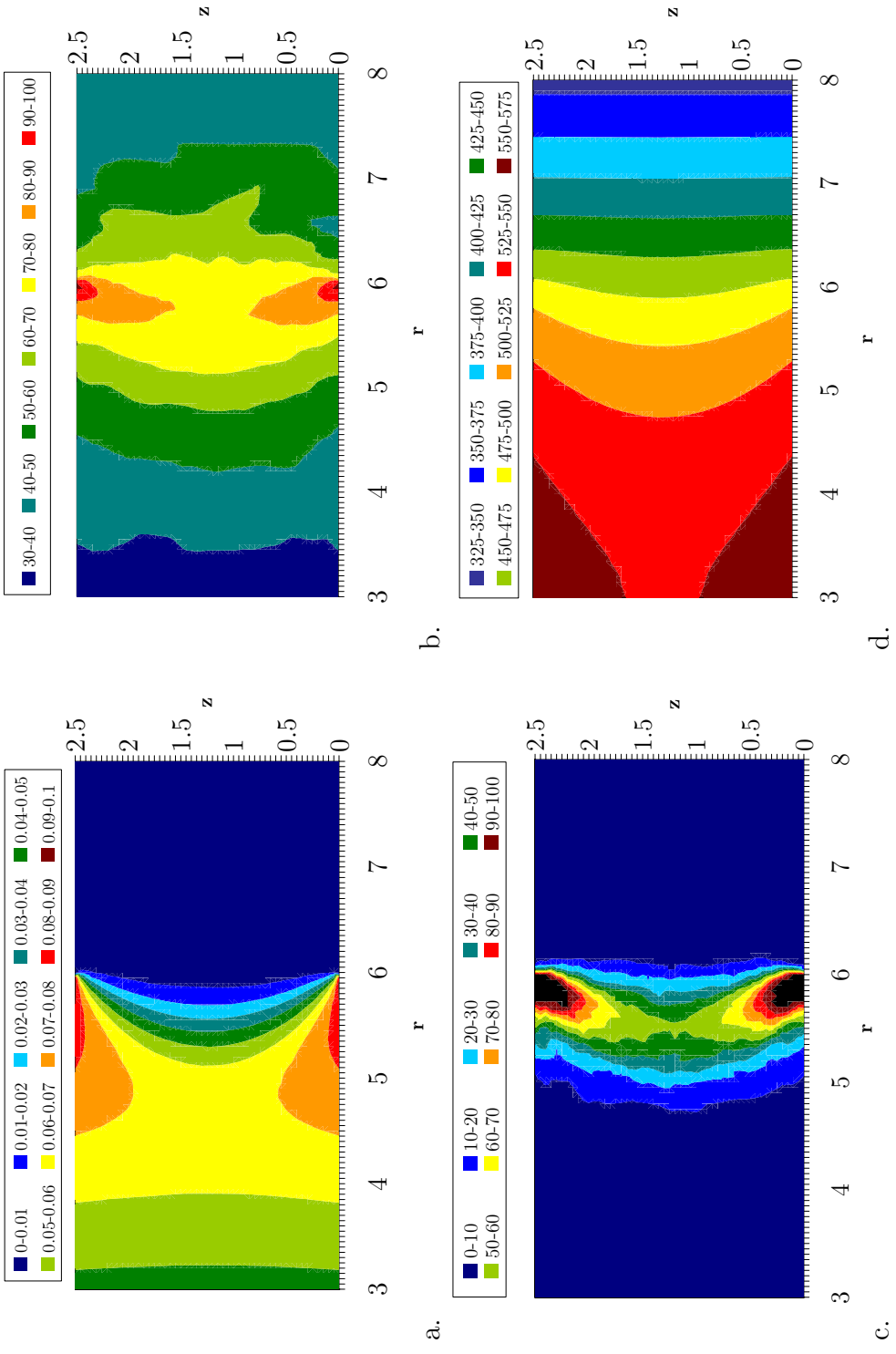


Figure 4.25 – Résultats du modèle thermofluide local : (a.) Vitesse en $m.s^{-1}$, (b.) Vitesse de déformation en s^{-1}, (c.) Contrainte d'écoulement en MPa et (d.) Température en °C

La troisième version du modèle thermo-fluide vise à rendre compatible à la fois la contrainte de cisaillement dans le matériau avec la loi de frottement utilisée mais également la puissance de soudage. Le problème consiste donc à imposer aux limites du modèle thermo-fluide local une condition mixte Dirichlet-Neumann, la condition aux limite de Dirichlet permettant de fixer une vitesse et celle de Neumann un gradient de vitesse, c'est à dire une contrainte de cisaillement. Les lourdes modifications qu'impliquent une telle condition aux limites n'ont pas été menées à terme. Le problème a ainsi été traité au moyen d'une approche inverse. Nous avons recherché la distribution de vitesse continue nous permettant d'obtenir une contrainte quasi constante sous l'épaulement. Cette distribution est illustrée figure 4.26. Le coefficient d'entrainement est maximal au niveau du pion avant de décroître progressivement pour atteindre 0 pour $r = r_s$.

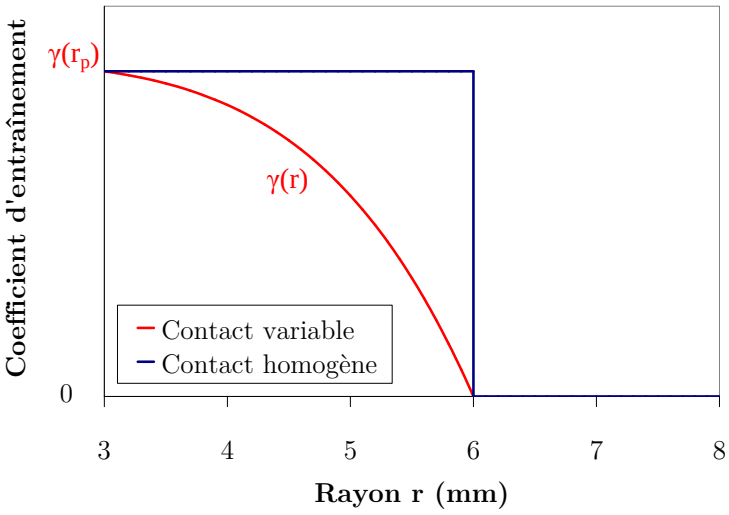


Figure 4.26 – Distribution de vitesse

Les calculs menés à l'aide de la nouvelle distribution de vitesse à l'interface ont certes permis d'obtenir une contrainte quasi constante sous l'épaulement mais celle-ci reste toujours supérieure à la contrainte de frottement $\tau_{Coulomb}$ quelle que soit la valeur de $\gamma(r_p)$.

Tous les paramètres ayant été fixés par ailleurs, le seul moyen de satisfaire les critères relatifs à la contrainte tangentielle et à la puissance a été de calibrer la loi de comportement. Les paramètres K et m ont ainsi été ajustés, pour l'alliage 2139, de manière à satisfaire les critères du modèle thermo-fluide local. Les valeurs ajustées sont précisées dans le tableau 4.13.

Les paramètres d'entrée utilisés pour ce troisième cas de calcul et les résultats sont reportés dans le tableau 4.14. Comparé aux calculs précédents, l'entrainement à l'interface n'est plus spécifié en entrée du modèle.

La valeur de la puissance calculée dans ce dernier cas est conforme à la puissance expérimentale obtenue au moyen du modèle thermique. La température moyenne dans le modèle local, égale à 469 °C, est inférieure au solidus et correspond à environ $0.73 \times T_f$.

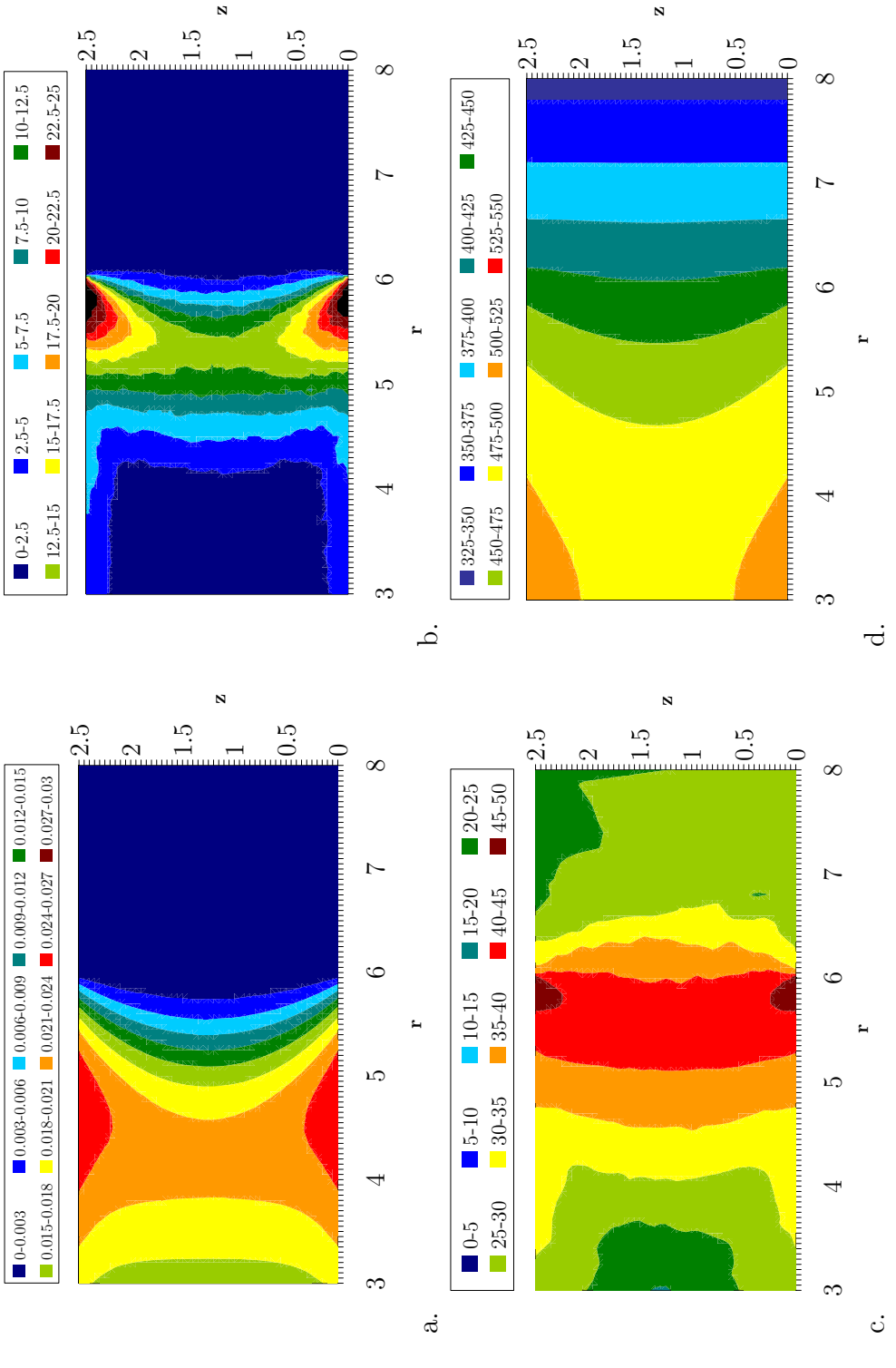


Figure 4.27 – Résultats du modèle thermofluide local : (a.) Vitesse en $m.s^{-1}$, (b.) Vitesse de déformation en s^{-1}, (c.) Contrainte d'écoulement en MPa et (d.) Température en °C

	Sensibilité à la vitesse de déformation m	**Sensibilité à la température** Q (kJ.mol^{-1})	**Consistance** K (MPa.s^m)
2139	0.20	155	1.4

Tableau 4.13 – Paramètres rhéologiques ajustés de l'alliage 2139

Outil de modélisation	Thermo-fluide local III

Paramètres	**Entrée**	**Sortie**	**Expérience**
Matériau	2139		
Épaisseur e (mm)	2.5		
Vitesse de rotation V_r (tr.min^{-1})	600		
Pin force F_p (kN)	2.95		2.95
Coefficient de frottement f	0.51		
Température à la frontière T_{Γ_2} (°C)	342		
Contrainte $\tau_{contact}$ (MPa)	17.7	17.8	
Entrainement $\gamma(r_p)$ (%)		17.5	
Puissance P (W)		890	889
Rapport des débits r_d		3.9	
Température moyenne T_{moy} (°C)		468	
Vitesse de déformation moy. (s^{-1})		12.0	
Contrainte d'écoulement moy. (MPa)		34.5	
Vitesse moyenne (m.s^{-1})		2.46 $\times 10^{-2}$	

Tableau 4.14 – Synthèse du cas de modélisation avec vitesse de la matière calculée

Le champ de vitesse présente, dans ce troisième et dernier cas de calcul, une convexité encore plus prononcée, résultat de la distribution variable de vitesse à l'interface.

Sur la figure 4.28, on constate que la condition aux limites sur la contrainte est respectée sous l'épaulement.

Enfin, le rapport des débits est conforme à la règle fixée au paragraphe 3.3.3.

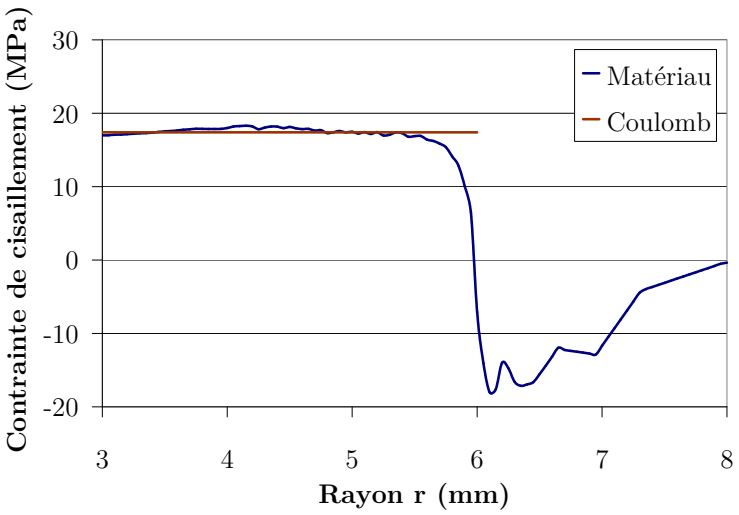


Figure 4.28 – Contrainte de contact dans le matériau

En résumé, trois versions du modèle thermo-fluide ont été successivement employées dans ce paragraphe. Seule la troisième et dernière version permet de satisfaire les trois critères suivants :

- contrainte de cisaillement moyenne sous l'épaulement inférieure ou égale à la contrainte de frottement maximale au sens de Coulomb,
- puissance calculée égale à la puissance expérimentale,
- vitesse de la matière compatible avec l'entrainement de matière dans le noyau soudé et avec la règle des débits.

Dans la suite des travaux, les paramètres de la loi de comportement ajustés pour ce cas de soudage précis seront généralisés.

Influence de la vitesse de rotation sur la modélisation thermo-fluide du noyau soudé

Le modèle thermo-fluide ayant été calibré au paragraphe précédent, on se propose à présent d'étudier l'influence de la vitesse de rotation sur la modélisation thermo-fluide du noyau soudé dans le cas de l'alliage 2139 en épaisseur 2.5 mm.

Les deux conditions de soudage suivantes ont été simulées :

- 600 tr.min^{-1} et 200 mm.min^{-1}, cas de référence utilisé au paragraphe précédent pour la calibration du modèle,
- 400 tr.min^{-1} et 200 mm.min^{-1}.

Les données d'entrée et les résultats du calcul, pour chacune des conditions évaluées, sont reportées dans le tableau 4.15.

En terme de puissance, les valeurs calculées sont conformes aux valeurs de puissance expérimentale déterminées au paragraphe 4.3.1. La température moyenne entre les épaulements à 400 tr.min^{-1}, égale à 433 °C, est inférieure à celle calculée pour 600 tr.min^{-1} et est en adéquation avec les puissances calculées. En ce qui concerne le malaxage, les vitesses et vitesses de déformations moyennes sont supé-

Outil de modélisation	Thermo-fluide local III

Condition	**600 tr.min^{-1}**			**400 tr.min^{-1}**		
Paramètres	**Entrée**	**Sortie**	**Expérience**	**Entrée**	**Sortie**	**Expérience**
Matériau	2139			2139		
Épaisseur e (mm)	2.5			2.5		
Vitesse de rotation V_r (tr.min^{-1})	600			400		
Pin force F_p (kN)	2.95		2.95	3.2		3.2
Coefficient de frottement f	0.51			0.66		
Température à la frontière T_{Γ_2} (°C)	342			315		
Contrainte $\tau_{contact}$ (MPa)	17.7	17.8		24.9	24.9	
Entrainement $\gamma(r_p)$ (%)		17.5			44	
Puissance P (W)		890	889		838	829
Rapport des débits r_d		3.9			6.7	
Température moyenne T_{moy} (°C)		468			433	
Vitesse de déformation moy. (s^{-1})		12.0			20.1	
Contrainte d'écoulement moy. (MPa)		34.5			49	
Vitesse moyenne (m.s^{-1})		2.46×10^{-2}			4.15×10^{-2}	
Température moyenne sous l'épaulement (°C)		481			449	

Tableau 4.15 – Synthèses des conditions et résultats des cas de modélisation pour deux vitesses de rotation

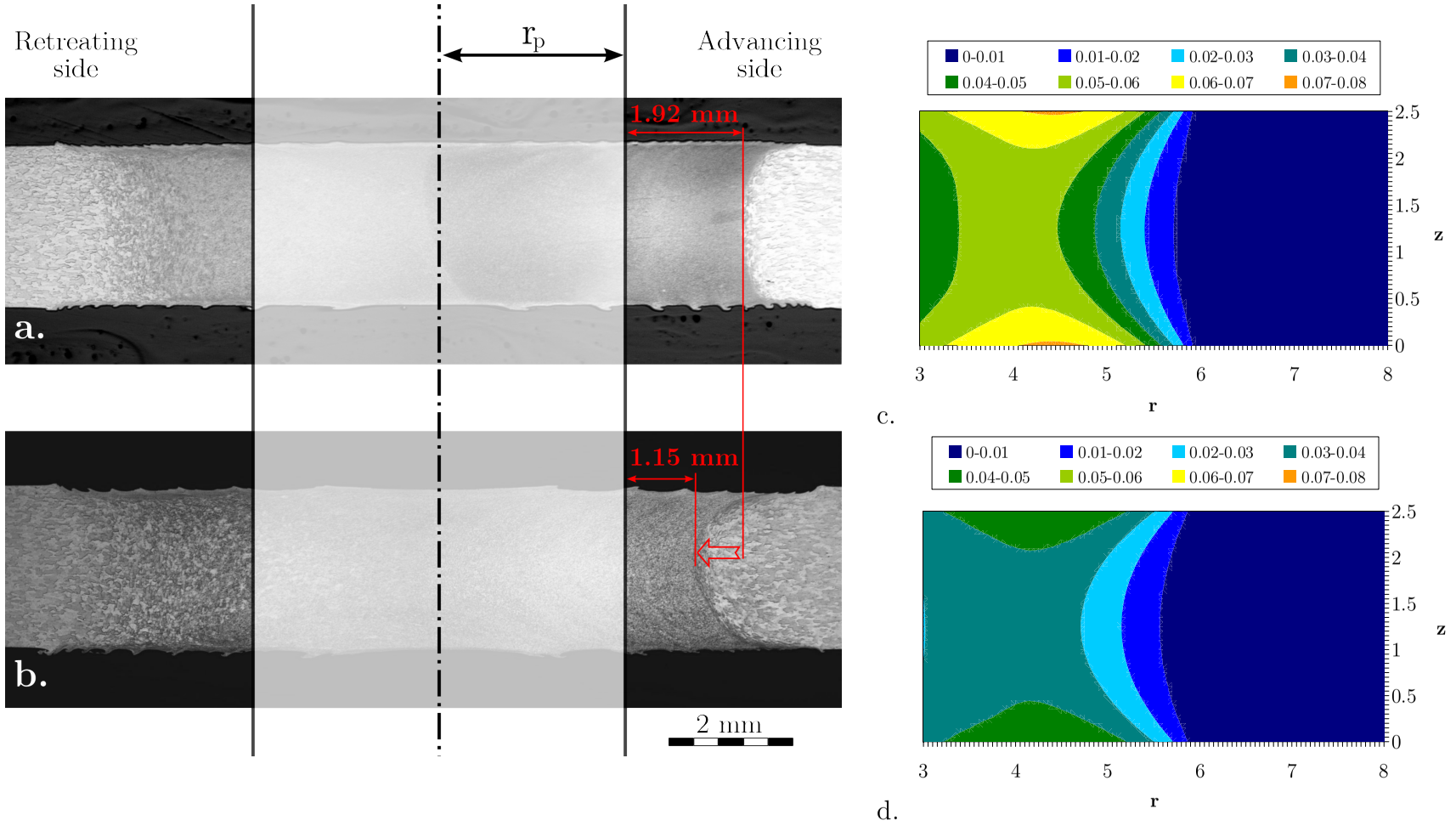


Figure 4.29 – Largeur de zone malaxée à (a.) 400 tr.min^{-1} et (b.) 600 tr.min^{-1} comparée au champ de vitesse à (c.) 400 tr.min^{-1} et (c.) 600 tr.min^{-1}

rieures à 400 tr.min^{-1}. La vitesse d'entrainement du matériau sous l'épaulement est également supérieure à 400 tr.min^{-1}. Enfin, le rapport des débits est supérieur pour cette même vitesse de rotation. Sur la figure 4.29 sont comparés les coupes transverses de joint soudé et les résultats de la simuation thermo-fluide en terme de vitesse pour 400 et 600 tr.min^{-1}.

Ainsi, le modèle thermo-fluide local montre de manière qualitative que plus la vitesse de rotation est importante, moins le matériau est entrainé autour du pion. Cet effet se traduit dans le modèle par une vitesse du matériau et un ratio des débits inférieurs.

Quel phénomène permet d'expliquer la variation du coefficient de frottement en fonction de la vitesse de rotation ?

Certains auteurs utilisent dans la bibliographie un coefficient de frottement fonction de la vitesse de glissement, c'est à dire de la vitesse de la matière par rapport à l'outil. Arora et al. [2] ont montré que le coefficient de frottement diminue lorsque la vitesse du matériau augmente. Ainsi, plus la vitesse du matériau par rapport à l'outil est élevée, plus faible est l'affinité chimique entre l'aluminium chaud et l'outil de soudage. Dans notre cas, la vitesse de glissement moyenne est environ 2 fois plus importante à 600 qu'à 400 tr.min^{-1}.

La deuxième approche consiste à lier la température du matériau au coefficient de frottement. Dans la dernière ligne du tableau 4.15 ont été reportées les températures moyennes relevées sous l'épaulement pour les deux conditions de soudage. Ainsi, on constate que plus la température sous l'épaulement est élevée, plus faible est le coefficient de frottement.

4.3.3 Modélisation globale du FSW Bobbin Tool

Le modèle global combine le modèle thermique global et le modèle thermo-fluide local calibré au paragraphe précédent. Dans cette section, le cas de référence du 2139 sera simulé. Dans un deuxième temps, nous étudierons l'influence de la vitesse d'avance sur la modélisation. Les résultats seront confrontés à l'expérience.

Trois paramètres d'entrée doivent être renseignés dans le modèle global : la vitesse de rotation V_r, la vitesse d'avance V_a jusqu'alors non exploitée dans les travaux de modélisation et enfin la *pin force* F_p mesurée en cours d'essai.

Le coefficient de frottement, connu pour deux vitesses de rotation sera étendu à toute la gamme de vitesses de rotation suivant la démarche exposée au paragraphe 4.3.1. Enfin, la valeur calibrée de la consistance sera utilisée.

Modélisation du cas de référence 2139 soudé à 600 tr.min^{-1} et 200 mm.min^{-1}

Le premier cas étudié à l'aide du modèle global concerne l'alliage 2139, en épaisseur 2.5 mm, soudé à 600 tr.min^{-1} et 200 mm.min^{-1}.

Les paramètres d'entrée de ce cas de calcul et les résultats sont précisés dans le tableau 4.16.

La puissance calculée est conforme à la puissance expérimentale à moins de 1 % près. La contrainte de cisaillement sous l'épaulement est compatible avec la

Outil de modélisation	Global

Paramètres	**Entrée**	**Sortie**	**Expérience**
Matériau	2139		
Épaisseur e (mm)	2.5		
Vitesse de rotation V_r (tr.min^{-1})	600		
Vitesse d'avance V_a (tr.min^{-1})	200		
Pin force F_p (kN)	2.95		2.95
Coefficient de frottement f	0.51		
Contrainte $\tau_{contact}$ (MPa)	17.7	17.8	
Température à la frontière T_{Γ_2} (°C)		342	
Entrainement $\gamma(r_p)$ (%)		17.5	
Puissance P (W)		887	889
Rapport des débits r_d		3.95	
Température moyenne T_{moy} (°C)		468	
Vitesse de déformation moy. (s^{-1})		12.0	
Contrainte d'écoulement moy. (MPa)		34.4	
Vitesse moyenne (m.s^{-1})		2.46 $\times 10^{-2}$	

Tableau 4.16 – Modélisation globale du procédé FSW Bobbin Tool - Cas de référence 2139, 600 tr.min^{-1} et 200 mm.min^{-1}

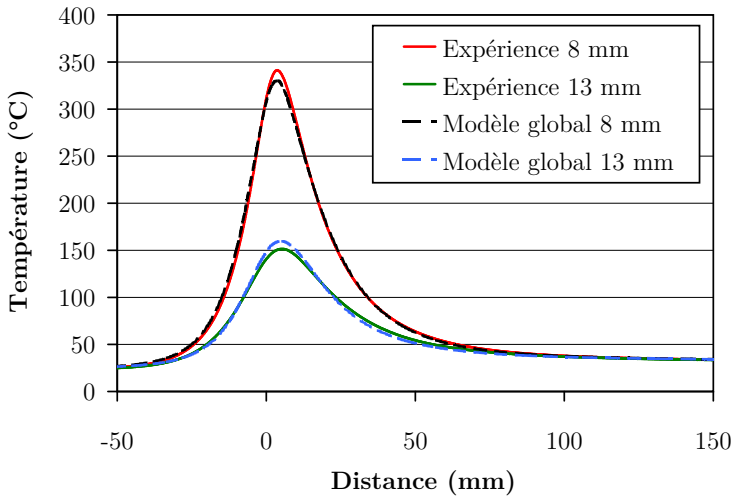


Figure 4.30 – Températures modèle global

contrainte limite $\tau_{Coulomb}$. Tous les résultats obtenus par ailleurs sont conformes à ce qui a déjà été présenté au paragraphe précédent à l'aide du modèle thermo-fluide.

Sur la figure 4.30 sont présentées les courbes de températures expérimentales, en trait plein, et les courbes issues du modèle global, en pointillés.

La superposition des courbes montre une très bonne corrélation entre les profils de température.

Influence de la vitesse d'avance sur la modélisation globale du FSW Bobbin Tool

Le modèle global permet d'introduire le paramètre vitesse d'avance et d'en étudier l'influence. À partir du cas de référence présenté précedemment, nous allons nous intéresser aux effets d'une réduction de moitié de la vitesse d'avance, de 200 mm.min^{-1} à 100 mm.min^{-1}.

On rappelle que la vitesse d'avance est un paramètre d'entrée du modèle thermique qui fait varier la température à la frontière des deux modèles, elle-même paramètre d'entrée du modèle thermo-fluide.

Les paramètres d'entrée et les résultats de cette étude, pour les deux conditions, sont précisés dans le tableau 4.17.

Les résultats obtenus sont tout à fait conformes à nos attentes. Pour commencer, la puissance de soudage augmente avec la vitesse d'avance, de même que la température moyenne dans le noyau soudé. Le rapport des débits est inférieur à 200 mm.min^{-1}.

Enfin, la température moyenne sous l'épaulement est très légèrement supérieure à 100 mm.min^{-1}, permettant ainsi de justifier le coefficient de frottement inférieur pour cette même vitesse.

4.3.4 Conclusion sur la simulation numérique

Dans les paragraphes précédents, des travaux de modélisation à plusieurs échelles ont été proposés.

À l'échelle globale tout d'abord, le modèle thermique, associé à une démarche d'approche inverse, s'est révélé capable de simuler, à partir de mesures de températures expérimentales, les champs de température en tout point de la tôle. Il permet en outre d'obtenir de manière fiable une valeur de la puissance de soudage et un coefficient de frottement expérimental représentatif du soudage FSW Bobbin Tool. Ces valeurs de puissance et de coefficient de frottement expérimentaux ont été déterminés pour trois cas de soudage du 2139.

La modélisation thermo-fluide du noyau soudé se positionne à l'échelle locale. Trois versions du modèle thermo-fluide local ont été successivement évaluées. La première version, utilisant une hypothèse de collage de la matière à l'outil, s'est révélée trop énergétique. Dans la deuxième version, l'introduction d'un collage/glissement partiel imposé a permis de diminuer le niveau de puissance. La troisième version a pour objectif de calculer la vitesse relative de la matière par rapport à l'outil en utilisant une loi de frottement. La démarche, appliquée à notre cas de soudage de

Outil de modélisation	Global

Condition	**200 mm.min^{-1}**			**100 mm.min^{-1}**		
Paramètres	**Entrée**	**Sortie**	**Expérience**	**Entrée**	**Sortie**	**Expérience**
Matériau	2139			2139		
Épaisseur e (mm)	2.5			2.5		
Vitesse de rotation V_r (tr.min^{-1})	600			600		
Vitesse d'avance V_a (tr.min^{-1})	200			100		
Pin force F_p (kN)	2.95		2.95	2.45		2.45
Coefficient de frottement f	0.51			0.58		
Contrainte $\tau_{Contact}$ (MPa)	17.7	17.8		16.7	16.6	
Température à la frontière T_{Γ_2} (°C)		342			346	
Entrainement $\gamma(r_p)$ (%)		17.5			12.6	
Puissance P (W)		887	889		836	829
Rapport des débits r_d		3.95			5.75	
Température moyenne T_{moy} (°C)		468			465	
Vitesse de déformation moy. (s^{-1})		12.0			8.6	
Contrainte d'écoulement moy. (MPa)		34.4			32.8	
Vitesse moyenne (m.s^{-1})		2.46×10^{-2}			1.79×10^{-2}	
Température moyenne sous l'épaulement (°C)		481			478	

Tableau 4.17 – Modélisation globale du procédé FSW Bobbin Tool - Influence de la vitesse d'avance

référence a permis d'aboutir à la calibration du modèle thermo-fluide local. Enfin, le modèle thermo-fluide local, dans sa dernière version, s'est montré capable de simuler la sensibilité du rapport des débits à la vitesse de rotation.

Le modèle global de simulation combine les approches thermo-fluide locale et thermique globale. Il permet de calculer de manière prédictive, à partir d'une vitesse de rotation et d'une vitesse d'avance données, la puissance de soudage ainsi que la vitesse du matériau dans le domaine et à l'interface. En outre, le modèle global permet d'introduire la vitesse d'avance et son influence sur la puissance et les écoulements de matière. Les tendances observées expérimentalement lors du changement de la vitesse d'avance ont ainsi pu être reproduites.

Chapitre 5

Prédiction du domaine de soudabilité FSW Bobbin Tool

Sommaire

5.1 Modélisation du domaine de soudabilité 118
5.1.1 Paramètres clé du FSW Bobbin Tool 118
5.1.2 Domaine de modélisation et paramètres d'entrée 119
5.1.3 Résultats et confrontation à l'expérience 122
5.1.4 Conclusion et remarques 126
5.2 Prédiction du domaine de soudabilité 127
5.2.1 Influence du matériau 128
5.2.2 Influence de la dimension des outils 129
5.2.3 Influence de l'outillage 129
5.2.4 Influence de l'épaisseur à souder 131
5.2.5 Conclusion 132

La prédiction du domaine de soudabilité en FSW Bobbin Tool constitue l'un des objectifs principaux de nos travaux. Il s'agit en effet d'être capable de déterminer, pour un cas de soudage donné, les paramètres de soudage optimaux. D'autre part, la soudabilité est-elle suffisamment robuste ?

Dans un premier temps, nous allons modéliser le domaine de soudabilité de l'alliage 2139 en épaisseur 2.5 mm. Pour cela, deux paramètres essentiels du procédé FSW Bobbin Tool seront exploités : la température et le rapport des débits.

Ensuite, nous aborderons la problématique de la prédiction du domaine de soudabilité en présence de nouvelles conditions d'essais.

5.1 Modélisation du domaine de soudabilité

5.1.1 Paramètres clé du FSW Bobbin Tool

D'après les résultats présentés au chapitre 4, la température et le rapport des débits apparaissent comme deux paramètres clé à prendre en considération en vue de la détermination du domaine de soudabilité.

Température

La température est directement corrélée, via la puissance, aux paramètres de soudage. L'augmentation de la vitesse de rotation ou de la vitesse d'avance s'accompagne d'une augmentation de la température à quelques millimètres du passage de l'outil.

Nous avons montré au chapitre 4 que le soudage de matériaux aux propriétés thermiques très différentes nécessitait une puissance de soudage différente mais que la température en revanche restait relativement stable. Cet argument confirme l'importance de la température vis à vis de la soudabilité.

La température moyenne entre les épaulements T_{moy} doit rester dans une gamme permettant la déformation de l'alliage. Une température trop élevée augmente le risque d'apparition de flash, ou de déboutonnage, premier cas de non soudabilité. À l'inverse, lorsque la température est trop faible, le matériau devient moins malléable, le chargement croissant du pion peut conduire à sa rupture.

Dans la bibliographie, une plage de température comprise entre $0.6 \times T_f$ et $0.9 \times T_f$ est généralement admise.

Rapport des débits

La problématique du malaxage et des écoulements de matière, évalués au moyen du rapport des débits, constitue le deuxième axe fondamental en FSW Bobbin Tool.

Au cours de ces travaux, nous avons montré que l'augmentation de la vitesse de rotation s'accompagnait d'une réduction de la largeur de zone malaxée.

Un modèle d'écoulement simplifié, basé sur la combinaison de deux champs de vitesse élémentaires, nous a permis d'appréhender de manière simplifiée les écoulements complexes. Le rapport des débits r_d, quotient du débit de matériau en rotation

autour du pion et du débit de contournement, constitue un indicateur du malaxage. Le rapport des débits peut également être considéré comme étant égal au nombre de tours effectués par un élément de matière avant d'être déposé à l'arrière de l'outil.

5.1.2 Domaine de modélisation et paramètres d'entrée

L'objectif de ce paragraphe est de simuler, au moyen du modèle global, la température moyenne dans le noyau soudé et le rapport des débits sur un large domaine de vitesse de rotation et vitesse d'avance. Ce domaine pourra s'étendre au delà du domaine exploré expérimentalement.

Le cas de soudage retenu est celui de l'alliage 2139 en épaisseur 2.5 mm soudé au moyen de l'outil standard. Pour rappel, les données d'entrée nécessaires à la réalisation de calculs au moyen du modèle global sont :

- la vitesse de rotation V_r et la vitesse d'avance V_a, paramètres de soudage,
- la *pin force* F_p, donnée expérimentale mesurée en cours d'essai,
- le coefficient de frottement f au sens de Coulomb.

Malheureusement, ces données d'entrée ne sont connues que pour quelques points du domaine à explorer. À l'aide des tendances mises en évidence au chapitre 4, les données manquantes seront donc extrapolées.

Nous allons bâtir une matrice de calculs autour de trois points centraux pour lesquels la *pin force* et le coefficient de frottement sont connus, de même que la puissance expérimentale. Déjà exploitées au chapitre 4, il s'agit des conditions de soudage suivantes :

- 400 tr.min^{-1} et 200 mm.min^{-1},
- 600 tr.min^{-1} et 100 mm.min^{-1},
- 600 tr.min^{-1} et 200 mm.min^{-1}.

Autour des ces trois conditions gravitent des couples de paramètres pour lesquels seule la *pin force* est connue. Il s'agit de tous les points évalués expérimentalement, résumés dans le tableau 4.1 du chapitre 4. Le coefficient de frottement sera extrapolé conformément aux tendances observées au paragraphe 4.3.1. En pratique, nous allons considérer que le coefficient de frottement augmente de manière quasi linéaire avec la vitesse de rotation et dans une moindre mesure avec la vitesse d'avance.

En bordure de domaine, aux vitesses rotation extrêmes et à forte vitesse d'avance, quelques conditions de soudage seront évaluées de manière totalement prédictive. En effet, pour ces conditions, aucun paramètre n'a été mesuré. Le coefficient de frottement sera extrapolé, de même que la *pin force* qui sera estimée à partir des tendances mises en évidence au paragraphe 4.2.3.

Toutes les conditions à évaluer ainsi que les données d'entrée nécessaires au calcul sont synthétisées dans le tableau 5.1. Pour information, on ajoute dans le tableau la contrainte de Coulomb, vers laquelle la contrainte de contact converge dans le

modèle global :

$$\tau_{Coumomb} = f p_c \qquad \text{avec} \qquad p_c = \frac{F_p}{S_e} \tag{5.1}$$

La dernière colonne du tableau permet de symboliser le degré de prédictivité de la condition de soudage à évaluer :

- □ désigne l'ensemble des conditions pour lesquelles nous disposons de la *pin force*, du coefficient de frottement et de la puissance expérimentale,
- △ désigne une condition pour laquelle la *pin force* est connue, le coefficient de frottement sera donc extrapolé,
- × désigne une condition pour laquelle *pin force* et coefficient de frottement seront extrapolés.

La figure 5.1 illustre graphiquement le domaine exploré, la vitesse d'avance est reportée sur l'axe des abscisses et la vitesse de rotation en ordonnées.

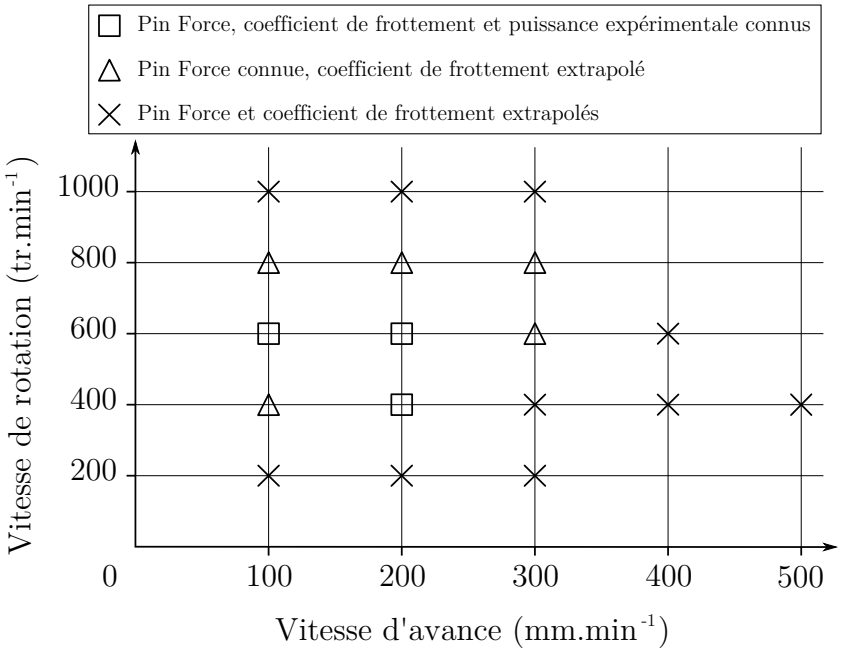


Figure 5.1 – Représentation graphique de la matrice de calcul

Pour chaque condition, le modèle global de simulation du FSW Bobbin Tool, présenté au paragraphe 3.3, est utilisé.

Vitesse de rotation V_r (tr.min^{-1})	**Vitesse d'avance** V_a (mm.min^{-1})	***Pin force*** F_p (kN)	**Coefficient de frottement** f	**Contrainte de Coulomb** $\tau_{Coulomb}$ (MPa)	**Degré de prédictivité**
200	100	3.05	0.86	30.9	×
200	200	3.45	0.82	33.4	×
200	300	3.60	0.80	34.0	×
400	100	2.75	0.73	23.7	△
400	200	3.20	0.66	24.9	□
400	300	3.40	0.65	26.1	×
400	400	3.60	0.63	26.7	×
400	500	3.80	0.61	27.3	×
600	100	2.45	0.58	16.8	□
600	200	2.95	0.51	17.7	□
600	300	3.30	0.48	18.7	△
600	400	3.50	0.46	19.0	×
800	100	2.70	0.41	13.2	△
800	200	2.95	0.39	13.6	△
800	300	3.20	0.37	14.1	△
1000	100	2.70	0.33	10.7	×
1000	200	2.95	0.31	11.0	×
1000	300	3.20	0.30	11.4	×

Tableau 5.1 – Récapitulatif des cas de soudage simulés et des données d'entrée

5.1.3 Résultats et confrontation à l'expérience

Le tableau 5.2 synthétise les principaux résultats de la matrice de calcul, pour chaque condition investiguée :

- puissance de soudage (W),
- température moyenne dans le noyau soudé (°C),
- rapport des débits,
- entrainement de matière au niveau du pion (%),
- température moyenne sous l'épaulement (°C),
- couple calculé (Nm).

La puissance de soudage évolue de 513 à 945 W et suivant les paramètres conformément aux tendances déjà mises en évidence expérimentalement au paragraphe 4.2.1 et numériquement au paragraphe 4.3.1.

L'entrainement de matière sous l'épaulement, à proximité du pion varie de 0 à 73 %, les valeurs les plus élevées étant constatées à 400 tr.min^{-1}.

Les valeurs de couple calculées ne dépassent pas 25 N.m mis à part pour les conditions de soudage pour lesquelles la vitesse de rotation est égale à 200 tr.min^{-1}.

Les résultats relatifs aux températures moyennes sous l'épaulement et dans le noyau ainsi qu'au rapport des débits seront discutés par la suite.

Température moyenne

La température moyenne calculée pour chaque condition est présentée graphiquement à la figure 5.2. Sur l'ensemble du domaine exploré numériquement, les valeurs évoluent de 400 à 500 °C environ. Ce premier résultat est tout à fait en accord avec les températures moyennes rapportées dans la bibliographie. La température moyenne dans le noyau soudé se trouve naturellement bien en dessous de la température de fusion de l'alliage, et quelques degrés sous la température de solidification.

En ce qui concerne l'évolution de la température moyenne sur le domaine exploré, on constate tout d'abord que celle-ci augmente préférentiellement avec la vitesse de rotation, passant de 400 °C environ pour 200 tr.min^{-1} à plus de 480 °C à partir de 800 tr.min^{-1} et plus.

L'influence de la vitesse d'avance est très peu visible à faible vitesse de rotation. La température augmente très légèrement de 100 à 300 mm.min^{-1} comme le suggèrent les isothermes proches de l'horizontale. Passé 300 mm.min^{-1}, la tendance est inversée, la température moyenne diminue. Plus la vitesse de rotation augmente, plus l'influence de la vitesse d'avance est marquée, le couple de paramètres 1000 tr.min^{-1} et 100 mm.min^{-1} étant le plus chaud.

Rapport des débits

Les rapports des débits calculés dans le domaine exploré sont présentés à la figure 5.3.

Les valeurs du rapport des débits évoluent d'une valeur nulle pour les vitesses de rotation extrêmes à environ 14 pour le jeu de paramètres 400 tr.min^{-1} et 100 mm.min^{-1}.

Vitesse de rotation V_r (tr.min^{-1})	Vitesse d'avance V_a (mm.min^{-1})	Puissance calculée P (W)	Température moyenne °C	Rapport des débits r_d	Entrainement γ_{r_p} (%)	Température sous l'épaulement °C	Couple C (Nm)	Nature du point
200	100	513	308	0.12	0.	316	24.5	×
200	200	553	314	0.12	0.	323	26.4	×
200	300	563	311	0.07	0.	319	26.9	×
400	100	794	440	13.8	45	450	18.6	△
400	200	838	441	8.90	58	449	19.5	□
400	300	864	439	7.60	73	447	20.4	×
400	400	887	428	4.01	53	438	21.0	×
400	500	906	417	2.00	35	428	21.5	×
600	100	833	465	5.75	13	478	13.2	□
600	200	882	468	3.95	18	481	14.0	□
600	300	929	469	3.44	23	481	14.7	△
600	400	944	454	1.57	14	468	15.0	×
800	100	876	486	3.40	5.6	500	10.5	△
800	200	900	477	1.30	4.5	491	10.7	△
800	300	938	473	0.90	4.5	488	11.2	△
1000	100	884	491	1.23	0.	504	8.4	×
1000	200	909	480	0.54	0.	495	8.7	×
1000	300	945	476	0.35	0.	491	9.0	×

Tableau 5.2 – Résultats de calculs

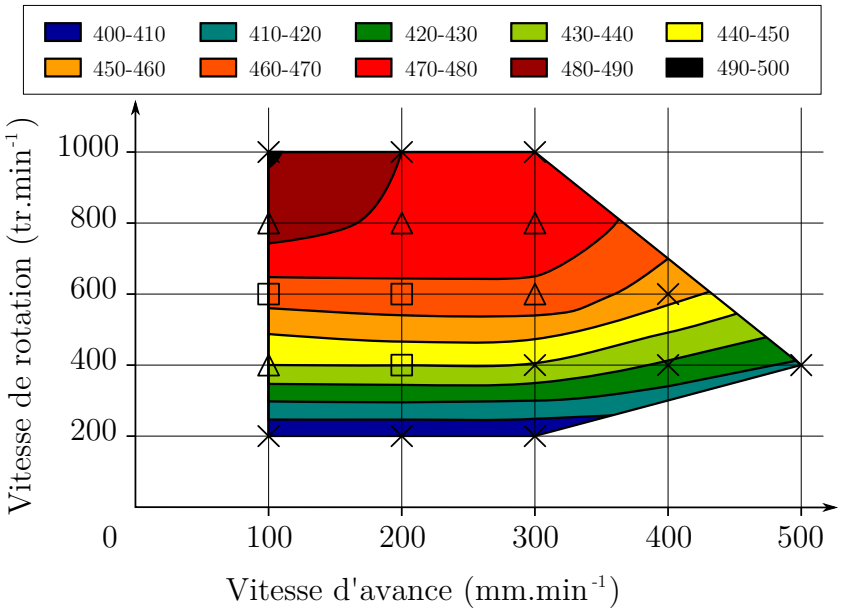


Figure 5.2 – Température moyenne dans le noyau en fonction des paramètres de soudage

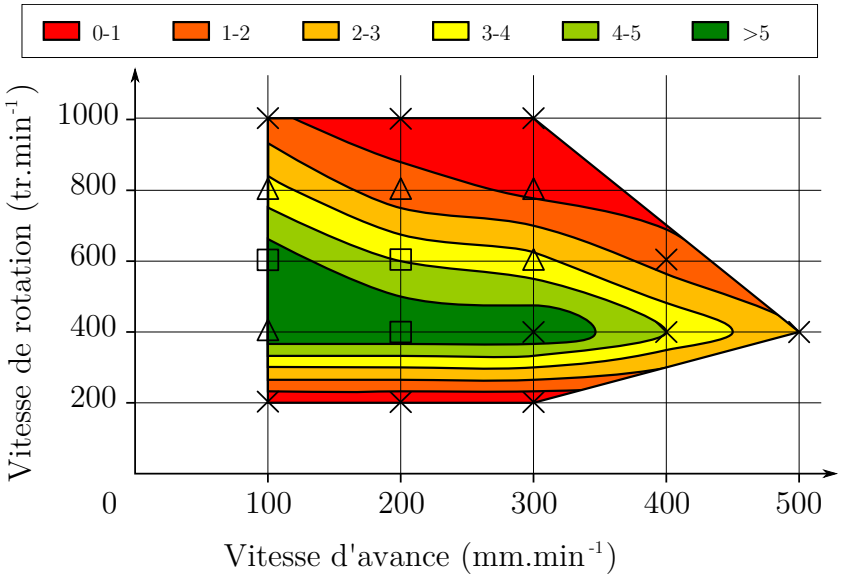


Figure 5.3 – Rapport des débits en fonction des paramètres de soudage

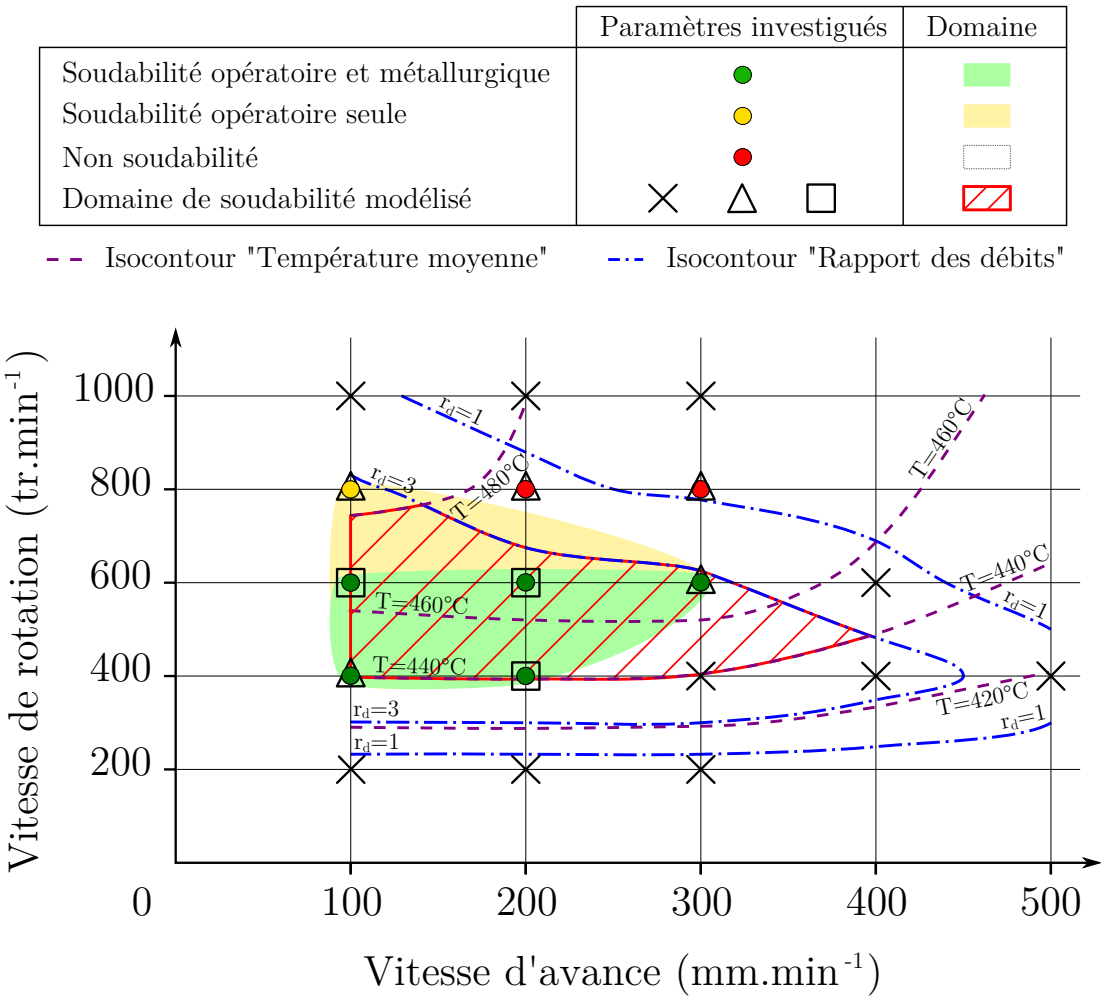


Figure 5.4 – Superposition des diagrammes de la température, du rapport des débits et des domaines de soudabilité opératoire

Si l'on s'intéresse à l'évolution du rapport des débits en fonction de la vitesse de rotation et indépendamment de la vitesse d'avance, on constate que celui-ci présente un maximum autour de 400 tr.min^{-1}. En effet, il augmente rapidement de 200 à 400 tr.min^{-1} où il atteint sa valeur maximale avant de décroître progressivement à partir de 400 tr.min^{-1} puis d'atteindre à nouveau une valeur quasi nulle à 1000 tr.min^{-1}.

Lorsque la vitesse d'avance augmente, l'augmentation du débit de contournement contribue à abaisser le rapport des débits.

Confrontation à l'expérience et critères de soudabilité

Sur la figure 5.4 sont superposés les diagrammes de la température moyenne dans le noyau soudé, du rapport des débits avec le domaine de soudabilité expérimental du 2139 soudé en épaisseur 2.5 mm.

La confrontation du domaine de soudabilité modélisé au domaine de soudabilité

expérimental nous permet de fixer des critères sur la température moyenne et le rapport des débits. Ainsi, il apparait clairement sur la figure 5.4 que le domaine délimité par une température moyenne comprise entre 440 et 480 °C et un rapport des débits supérieur à 3 permet d'approcher le domaine de soudabilité opératoire.

Remarques sur le coefficient de frottement

Nous avons constaté aux paragraphes 4.3.2 et 4.3.3 que la variation de coefficient de frottement pouvait être liée à une évolution de la température. Intéressons nous au couplage température sous l'épaulement et coefficient de frottement. Sur le graphique 5.5 ont été représentés tous les points modélisés à l'exception des conditions dont la vitesse de rotation est égale à 200 mm.min^{-1}.

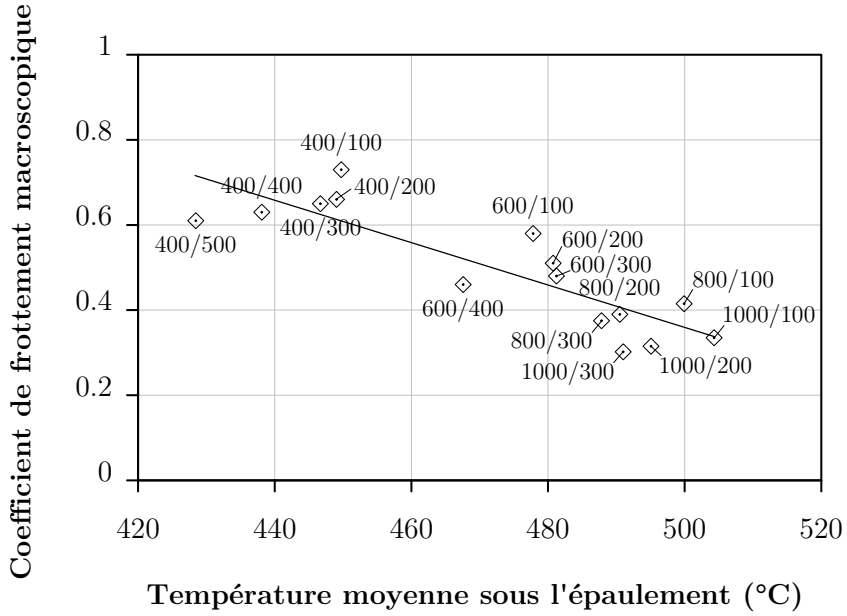


Figure 5.5 – Évolution du coefficient de frottement macroscopique en fonction de la température moyenne sous l'épaulement

La droite de meilleure approximation interpolant le nuage de points met clairement en évidence une relation quasi linéaire entre le coefficient de frottement macroscopique d'une part et la température moyenne sous l'épaulement d'autre part.

L'implémentation d'une loi d'évolution du coefficient de frottement constitue assurément une piste d'amélioration de la prédictivité du modèle.

5.1.4 Conclusion et remarques

En conclusion, nous avons montré dans ce paragraphe que moyennant l'utilisation de quelques données expérimentales, il était possible de modéliser numériquement de manière prédictive un domaine de soudabilité. La confrontation de ce domaine au domaine de soudabilité expérimental a permis de fixer des critères de soudabilité, relatifs à la température moyenne sous l'épaulement et au rapport des débits.

D'autre part, la tendance pressentie au chapitre 4 sur l'évolution du coefficient de frottement en fonction de la température a été confirmée sur une plus large gamme de paramètres de soudage.

La démarche mise en œuvre dans ce paragraphe montre que la soudabilité est satisfaite lorsqu'un compromis peut être trouvé entre température moyenne dans le noyau soudé et rapport des débits. Pour les faibles vitesses de rotation, le matériau est relativement froid et les contraintes élevées par rapport à la contrainte de Coulomb, ce qui ne permet pas au matériau d'être entrainé sous l'épaulement. L'augmentation de la *pin force* pourrait en théorie permettre d'améliorer sensiblement l'entrainement de matériau mais celle-ci est limitée par la résistance mécanique du pion. C'est ce qui a été observé à 200 tr.min^{-1}, puissance et température sont réduites du fait de l'impossibilité d'appliquer une *pin force* supérieure.

Pour les fortes vitesses de rotation, la température est excessive en moyenne dans le matériau et en particulier sous les épaulements. La chute du coefficient de frottement associée entraine une diminution de la contrainte de Coulomb ce qui n'est pas favorable à l'entrainement de matière en rotation. Dans cette gamme de paramètres, une diminution de la *pin force* pourrait être bénéfique d'un point de vue de la température mais elle contribue malheureusement à diminuer par la même occasion la contrainte de Coulomb et le rapport des débits.

Entre ces deux situations se dessine le domaine de soudabilité pour lequel un juste équilibre entre température moyenne, contrainte de contact et rapport des débits a pu être trouvé. La puissance injectée est suffisante pour ramollir le matériau et transmettre l'effort de cisaillement en sous surface généré par la *pin force*. À l'inverse, lorsque la température est trop élevée, la diminution du coefficient de frottement ne permet plus de transmettre l'effort et l'entrainement du matériau est réduit. La recherche des paramètres optimaux en Bobbin Tool revient à trouver le bon compromis entre température et contrainte de cisaillement en sous surface. Cette problématique explique à elle seule toutes les difficultés rencontrées en Bobbin Tool. En raison de la configuration de l'outil, le FSW Bobbin Tool est nécessairement plus chaud que le FSW conventionnel. Pour la même raison, les efforts limités par la résistance mécanique du pion ne permettent pas de transmettre de fortes contraintes au matériau sous l'épaulement. L'entrainement de matière en rotation s'en trouve réduit, ce qui limite la vitesse d'avance.

5.2 Prédiction du domaine de soudabilité

Dans nos travaux, une étude complète du domaine de soudabilité impliquant de nombreux essais expérimentaux a été menée à bien. Dans la pratique, les contraintes industrielles de délais et de coûts ne permettent pas toujours de réaliser ces travaux exploratoires. Dans ce contexte, les modèles de calculs se montrent particulièrement riches d'enseignements.

Au paragraphe précédent, le domaine de soudabilité a été modélisé. On se propose

à présent de s'intéresser à l'évolution de ce domaine dans le cas d'un changement dans les conditions d'essai. Que devient le domaine de soudabilité pour une nouvelle nuance d'alliage ? Quel est l'effet d'un changement de diamètre d'outil ? Un domaine de soudabilité déterminé sur un outillage de laboratoire sera t-il transposable sur un outillage industriel présentant des propriétés différentes ?

Dans cette section, l'objectif étant de se positionner dans une optique industrielle, le mode de pilotage en *Full Force Control* est adopté.

5.2.1 Influence du matériau

Dans ce paragraphe, nous allons chercher à évaluer l'influence d'un changement de matériau sur le domaine de soudabilité. Derrière cette démarche se cache un besoin industriel très concret, qui consiste à savoir si un alliage nouvellement développé est soudable. Les travaux de développement menés pour un matériau donné peuvent-ils être exploités pour prédire la soudabilité d'un nouveau matériau avec un minimum d'essais ?

Soit notre cas de référence du 2139, en épaisseur 2.5 mm, soudé avec succès à 600 tr.min^{-1} et 200 mm.min^{-1}. Nous allons chercher à appliquer ce jeu de paramètres à l'aluminium lithium 2199, également en épaisseur 2.5 mm. On rappelle que la principale différence entre les deux alliages, abordée au paragraphe 2.2.3, est la conductivité thermique réduite de la nuance 2199.

Les paramètres d'entrée et résultats associés à ce cas de calcul sont présentés dans le tableau 5.3.

Outil de modélisation	Global

Paramètres	**Entrée**	**Sortie**	**Expérience**
Matériau	2199		
Épaisseur e (mm)	2.5		
Vitesse de rotation V_r (tr.min^{-1})	600		
Vitesse d'avance V_a (tr.min^{-1})	200		
Pin force F_p (kN)	2.1		2.1
Coefficient de frottement f	0.51		
Contrainte $\tau_{contact}$ (MPa)	12.6	12.6	
Entrainement $\gamma(r_p)$ (%)		14.5	
Puissance P (W)		630	
Rapport des débits r_d		3.2	
Température moyenne T_{moy} (°C)		519.3	
Vitesse de déformation moy. (s^{-1})		10.16	
Contrainte d'écoulement moy. (MPa)		24.2	
Vitesse moyenne (m.s^{-1})		1.98 $\times 10^{-2}$	

Tableau 5.3 – Simulation du soudage de l'alliage 2199 à 600 tr.min^{-1} et 200 mm.min^{-1}

Les résultats mettent clairement en évidence une température moyenne dans le

noyau soudé trop élevée, au delà du critère de soudabilité relatif à la température moyenne, abordé au paragraphe 5.1.3. Ce résultat correspond tout à fait aux nombreux déboutonnages, attribués à un excédent d'énergie, rencontrés au cours de nos tentatives de soudage de l'alliage 2199. Rigoureusement, une réduction du coefficient de frottement aurait été nécessaire en raison de la température élevée sous l'épaulement. Un tel ajustement aurait par ailleurs pour effet de réduire le rapport des débits.

Comment réduire la température moyenne dans le noyau soudé pour l'alliage 2199 ? Naturellement, l'utilisation de paramètres de soudage moins énergétiques peut contribuer à refroidir le noyau soudé : vitesse d'avance supérieure ou vitesse de rotation inférieure. Cette démarche présente néanmoins le risque de ne plus satisfaire le critère relatif au rapport des débits. Les nombreuses tentatives de soudages entreprises à différentes vitesses de rotation abondent dans ce sens, suggérant qu'aucun domaine de soudabilité ne peut être trouvé pour le cas de soudage étudié.

Une autre piste consiste à réduire la *pin force* et ainsi réduire la puissance et la température moyenne dans le matériau. Néanmoins, la réduction de la *pin force* entraine, une fois de plus, une réduction importante du rapport des débits et du malaxage.

À ce stade, la réduction du diamètre des outils constitue l'unique et dernière piste à explorer.

5.2.2 Influence de la dimension des outils

Au paragraphe 4.2.2, nous avons en effet constaté que la réduction du diamètre des outils avait permis d'améliorer la soudabilité de l'alliage 2199.

Le tableau 5.4 suivant présente les données d'entrée et les résultats d'un cas de calcul visant à simuler le soudage de l'alliage 2199, en épaisseur 2.5, au moyen d'un pion de diamètre 4 mm et d'épaulements de diamètre 10 mm, à 600 tr.min^{-1} et 200 mm.min^{-1}.

Comme le montrent les résultats obtenus, la réduction du diamètre de l'outil permet de réduire la puissance et la température moyenne dans le noyau soudé. En revanche, le rapport des débits atteint tout juste le seuil fixé par le critère de soudabilité.

5.2.3 Influence de l'outillage

La problématique de l'outillage se pose lorsqu'un cas de soudage développé en laboratoire doit être transféré sur un autre outillage, industriel par exemple. Nous allons dans notre cas simuler le transfert du cas de soudage du 2139, en épaisseur 2.5 mm, soudé à 400 tr.min^{-1} et 200 mm.min^{-1}, d'une configuration d'outillage laboratoire en aluminium à une configuration d'outillage à capacités d'échange fortement réduites.

Tous les paramètres d'entrée du cas de soudage choisi seront conservés à l'exception de la valeur du coefficient d'échange k entre coupon et outillage, qui sera réduite à 500 W.m^{-2}.°C^{-1}. Le tableau 5.5 résume les paramètres d'entrée et les résultats.

Outil de modélisation	Global

Paramètres	**Entrée**	**Sortie**	**Expérience**
Matériau	2199		
Épaisseur e (mm)	2.5		
Dimensions de l'outil (mm)	4/10		
Vitesse de rotation V_r (tr.min^{-1})	600		
Vitesse d'avance V_a (tr.min^{-1})	200		
Pin force F_p (kN)	2.1		2.1
Coefficient de frottement f	0.51		
Contrainte $\tau_{contact}$ (MPa)	15.8	15.9	
Entrainement γ_{r_p} (%)		9.0	
Puissance P (W)		489.8	
Rapport des débits r_d		2.25	
Température moyenne T_{moy} (°C)		473.1	
Vitesse de déformation moy. (s^{-1})		5.8	
Contrainte d'écoulement moy. (MPa)		28.9	
Vitesse moyenne (m.s^{-1})		9.31×10^{-3}	

Tableau 5.4 – Simulation du soudage de l'alliage 2199 à 600 tr.min^{-1} et 200 mm.min^{-1} pour un outil composé d'un pion de diamètre 4 mm et d'épaulements de diamètre 10 mm

Outil de modélisation	Global

Paramètres	**Entrée**	**Sortie**	**Expérience**
Matériau	2139		
Épaisseur e (mm)	2.5		
Vitesse de rotation V_r (tr.min^{-1})	400		
Vitesse d'avance V_a (tr.min^{-1})	200		
Pin force F_p (kN)	3.2		3.2
Coefficient de frottement f	0.66		
Coefficient d'échange k (W.m^{-2}.°C^{-1})	500		
Contrainte $\tau_{contact}$ (MPa)		24.9	
Entrainement γ_{r_p} (%)		100	
Puissance P (W)		737	
Rapport des débits r_d		16.2	
Température moyenne T_{moy} (°C)		483.4	
Vitesse de déformation moy. (s^{-1})		44.2	
Contrainte d'écoulement moy. (MPa)		39.7	
Vitesse moyenne (m.s^{-1})		0.10	

Tableau 5.5 – Simulation du soudage de l'alliage 2139 sur un outillage à faibles capacités d'échange

Les résultats laissent apparaitre une température moyenne clairement trop élevée, au delà du critère sur la température introduit au paragraphe 5.1.3. La puissance générée, bien que légèrement inférieure à ce qu'elle était pour le cas de référence, est trop importante comparée aux capacités d'échanges de l'outillage. Selon toute vraisemblance, un transfert d'outillage devrait s'accompagner d'un ajustement de la *pin force*.

Avec le calcul suivant, nous allons montrer qu'une réduction de *pin force* d'environ 20 % permet effectivement de réduire la température moyenne dans le noyau soudé. Les paramètres d'entrée et les résultats du calculs sont résumés dans le tableau 5.6.

Outil de modélisation	Global

Paramètres	**Entrée**	**Sortie**	**Expérience**
Matériau	2139		
Épaisseur e (mm)	2.5		
Vitesse de rotation V_r (tr.min^{-1})	400		
Vitesse d'avance V_a (tr.min^{-1})	200		
Pin force F_p (kN)	2.56		2.56
Coefficient de frottement f	0.66		
Coefficient d'échange k (W.m^{-2}.°C^{-1})	500		
Contrainte $\tau_{contact}$ (MPa)		19.9	
Entrainement γ_{r_p} (%)		27	
Puissance P (W)		666	
Rapport des débits r_d		4.2	
Température moyenne T_{moy} (°C)		448.7	
Vitesse de déformation moy. (s^{-1})		12.2	
Contrainte d'écoulement moy. (MPa)		39.3	
Vitesse moyenne (m.s^{-1})		2.64 $\times 10^{-2}$	

Tableau 5.6 – Simulation du soudage de l'alliage 2139 à *pin force* réduite sur un outillage à faibles capacités d'échange

Si la réduction de la *pin force* a permis de réduire la température moyenne dans le noyau soudé, elle a également eu pour effet de réduire fortement le rapport des débits. Celui-ci est passé de 16 dans le cas de l'outillage de laboratoire à 4.2 dans le cas présent.

Le jeu de paramètre 400 tr.min^{-1} et 200 mm.min^{-1} satisfait toujours le critère de soudabilité mais l'utilisation d'un outillage à faible capacités d'échanges semble néanmoins réduire le domaine de soudabilité opératoire.

5.2.4 Influence de l'épaisseur à souder

La totalité des travaux de simulation menés jusqu'à présent concernaient l'épaisseur 2.5 mm. Dans ce paragraphe, nous allons nous intéresser à l'influence de l'épais-

seur à souder sur les résultats du soudage et sur le domaine de soudabilité dans le cas de l'alliage 2139.

Dans le tableau 5.7 suivant sont reportés les données d'entrée et les résultats de calcul du cas de soudage 2139 en épaisseur 3.5 mm à 400 tr.min^{-1} et 200 mm.min^{-1}. Ces données sont à comparer au cas de soudage similaire en épaisseur 2.5 mm reportées dans la deuxième partie du tableau 5.7.

À 400 tr.min^{-1} et 200 mm.min^{-1}, le passage de l'épaisseur 2.5 mm à 3.5 mm s'accompagne naturellement d'une augmentation de la puissance de soudage, celle-ci passe en effet de 838 à 1093 W. Cependant, cette augmentation n'est pas proportionnelle à l'épaisseur de la tôle e, le rapport puissance sur épaisseur $\frac{P}{e}$ diminue lorsque l'épaisseur augmente. Ce résultat peut s'expliquer par le fait que la puissance est générée principalement par les épaulements.

La température moyenne dans le noyau soudé est environ 10 °C inférieure au critère de soudabilité semblant indiquer que cette condition de soudage est relativement froide. Le rapport des débits est quant à lui tout à fait conforme au critère de soudabilité, bien que très largement inférieur à ce qu'il était pour l'épaisseur 2.5 mm. Une fois de plus, le malaxage étant majoritairement attribué aux épaulements, l'augmentation de l'épaisseur à dimensions d'outils identiques s'accompagne nécessairement d'une réduction de la quantité de matière entrainée en rotation.

Étudions à présent l'influence de l'épaisseur pour le même cas de soudage mais pour une vitesse de rotation égale à 600 tr.min^{-1}. Les données d'entrée et résultats de calculs sont résumés dans le tableau 5.8.

À 600 tr.min^{-1} et 200 mm.min^{-1}, la puissance de soudage est également supérieure pour l'épaisseur 3.5 mm. Pour les deux épaisseurs simulées, la température moyenne est conforme au critère de soudabilité ; elle est néanmoins inférieure pour l'épaisseur 3.5 mm confirmant le caractère plus froid de ce cas de soudage.

Le rapport des débits chute de 4.5 à 2.2 lorsque l'épaisseur augmente. Deux phénomènes peuvent expliquer ce résultat. Tout d'abord, comme pour le cas précédent, seuls les épaulements contribuent à entrainer le matériau en rotation. D'autre part, les deux épaisseurs ont été soudées à l'aide d'un même outil. L'utilisation d'un outil de diamètre supérieur aurait permis d'augmenter la *pin force* et ainsi accroître le rapport des débits.

D'un point de vue de la température, le domaine de soudabilité apparaît clairement plus étendu pour l'épaisseur 3.5 mm. En revanche, la non contribution du pion à l'entrainement de matière réduit de manière artificielle le rapport des débits.

5.2.5 Conclusion

Si il ne nous a pas été possible d'étudier complètement un large domaine pour chacun des cas présentés aux paragraphes précédents, les calculs réalisés permettent d'appuyer les observations expérimentales réalisées au paragraphe 4.2.2.

Tout d'abord, le soudage d'un matériau peu conducteur, par exemple la nuance 2199, nécessite une puissance réduite sous peine d'aboutir à un déboutonnage. La

Outil de modélisation	Global

Condition	**3.5 mm**			**2.5 mm**		
Paramètres	**Entrée**	**Sortie**	**Expérience**	**Entrée**	**Sortie**	**Expérience**
Matériau	2139			2139		
Épaisseur e (mm)	3.5			2.5		
Vitesse de rotation V_r (tr.min^{-1})	400			400		
Vitesse d'avance V_a (tr.min^{-1})	200			200		
Pin force F_p (kN)	4.18		4.18	3.2		3.2
Coefficient de frottement f	0.66			0.66		
Contrainte $\tau_{contact}$ (MPa)	32.5	32.4		24.9	24.9	
Entrainement γ_{r_p} (%)		62			57.6	
Puissance P (W)		1093			838	829
Rapport des débits r_d		5.87			8.9	
Température moyenne T_{moy} (°C)		430			441	
Vitesse de déformation moy. (s^{-1})		25.9			26	
Contrainte d'écoulement moy. (MPa)		51.3			48.5	
Vitesse moyenne (m.s^{-1})		3.63×10^{-2}			5.55×10^{-2}	

Tableau 5.7 – Influence de l'épaisseur à souder - Données d'entrée et résultats de simulation pour l'alliage 2139 soudé à 400 tr.min^{-1} et 200 mm.min^{-1}, en épaisseur 3.5 mm et 2.5 mm

Outil de modélisation	Global

Condition	**3.5 mm**			**2.5 mm**		
Paramètres	**Entrée**	**Sortie**	**Expérience**	**Entrée**	**Sortie**	**Expérience**
Matériau	2139			2139		
Épaisseur e (mm)	3.5			2.5		
Vitesse de rotation V_r (tr.min^{-1})	600			600		
Vitesse d'avance V_a (tr.min^{-1})	200			200		
Pin force F_p (kN)	3.82		3.82	2.95		2.95
Coefficient de frottement f	0.51			0.51		
Contrainte $\tau_{contact}$ (MPa)	22.9	23.0		17.7	17.8	
Entrainement γ_{r_p} (%)		16			17.5	
Puissance P (W)		1147			887	889
Rapport des débits r_d		2.2			3.95	
Température moyenne T_{moy} (°C)		452			468	
Vitesse de déformation moy. (s^{-1})		10.4			12.0	
Contrainte d'écoulement moy. (MPa)		36.2			34.4	
Vitesse moyenne (m.s^{-1})		1.35×10^{-2}			2.46×10^{-2}	

Tableau 5.8 – Influence de l'épaisseur à souder - Données d'entrée et résultats de simulation pour l'alliage 2139 à 600 tr.min^{-1} et 200 mm.min^{-1}, en épaisseur 3.5 mm et 2.5 mm

réduction de la *pin force* est une piste à exclure étant donné son influence néfaste sur le malaxage du matériau. Seule la diminution du diamètre de l'outil permet de réduire l'énergie.

Nous avons montré numériquement qu'avec un outil de diamètre inférieur, températures et puissances étaient réduites, ce résultat étant tout à fait conforme avec nos observations expérimentales. Cependant, un outil de diamètre inférieur réduit globalement le rapport des débits, réduisant ainsi l'amplitude des variations admissibles de vitesse d'avance.

Le changement d'outillage a pour effet d'augmenter la température moyenne dans le noyau et le problème devient similaire à celui d'un alliage peu conducteur. Il s'agit de réduire la température moyenne en réduisant la *pin force*. En contrepartie, le malaxage du matériau est réduit.

Enfin, le modèle a montré que l'augmentation de l'épaisseur à souder était favorable du point de vue de la température. En revanche, le rapport des débits tend à diminuer artificiellement.

Conclusion

Les objectifs de ces travaux étaient tout d'abord de mieux comprendre les phénomènes physiques mis en jeu au cours du soudage FSW Bobbin Tool et dans un deuxième temps de proposer une méthodologie permettant de prédire la soudabilité opératoire et de répondre aux besoins industriels.

Afin de mener à bien ces objectifs, la soudabilité opératoire de trois nuances d'alliages d'aluminium aéronautique a été évaluée, pour des épaisseurs à souder égales à 2.5 mm et 3.5 mm. Afin de supporter les travaux d'analyse, des essais instrumentés complémentaires ont également été réalisés, permettant de mesurer les températures dans le matériau et de visualiser les écoulements de matière.

Les essais de soudage ont été suivis d'une vaste campagne de caractérisation. A l'issue de cette campagne, les domaines de soudabilité expérimentaux ont été délimités pour toutes les conditions de soudage. Parmi les résultats de soudage collectés, nous nous sommes intéressés à la *pin force*, effort de réaction du matériau sur l'outil ainsi qu'à la largeur de zone malaxée à mi-épaisseur, qui constitue un bon indicateur de la qualité de la soudure.

Dans un deuxième temps, nous avons cherché à exploiter et à analyser les données collectées afin de mettre en évidence des corrélations entre paramètres de soudage et résultats, synthétisées suivant quatre axes :

- L'analyse des effets thermiques des paramètres de soudage a tout d'abord permis de mettre en évidence une forte dépendance entre paramètres et température dans le matériau. Nous avons montré que puissance et température augmentaient avec la vitesse de rotation et dans une moindre mesure avec la vitesse d'avance.
- Les effets des conditions d'essais sur la soudabilité ont été évalués de manière qualitative. L'augmentation de l'épaisseur des coupons, le soudage d'une nuance d'alliage à forte conductivité thermique et le recours à des outillages à forte capacité d'évacuation des calories sont autant de facteurs permettant d'améliorer la soudabilité. La diminution du diamètre de l'outil semble bénéfique du point de vue de la soudababilité opératoire mais peut être néfaste pour la soudabilité métallurgique.
- La *pin force*, effort de réaction du matériau entre les épaulements, et l'effort parallèle à l'avance sont liés à la vitesse d'avance par un effet de convergent.

– Enfin, pour une vitesse de rotation croissante, la largeur de zone malaxée diminue alors que l'effort transverse augmente.

L'analyse des résultats a été supportée par des travaux de modélisation. Deux approches ont été utilisées. A l'échelle globale, le modèle thermique simule l'échauffement du coupon autour de l'outil et les transferts de chaleur en cours de soudage. A l'échelle locale, le modèle thermo-fluide axisymétrique simule l'entrainement de matériau en rotation autour de l'outil et permet de calculer la puissance dissipée. Trois versions ont été proposées ; dans la dernière version, la vitesse de la matière à l'interface devient un résultat de calcul. Le modèle global, en couplant les deux approches, permet de simuler de manière prédictive puissance de soudage, températures dans les coupons, vitesse du matériau à l'interface....

Les écoulements de matière ont été caractérisés au moyen d'un modèle d'écoulement très simple. Nous avons considéré que les écoulements de matière en FSW Bobbin Tool étaient le résultat de la combinaison de deux champs de vitesse élémentaires :

– un champ de contournement de l'outil sous l'effet de l'avance, calculé analytiquement,
– un champ de rotation, évalué au moyen du modèle thermo-fluide local.

A ces deux champs de vitesses sont associés des débits de matériau. Le paramètre rapport des débits, quotient du débit de rotation sur le débit de contournement, a été choisi pour quantifier le malaxage du matériau.

Après une nécessaire phase de calibration des modèles, nous avons retrouvé au moyen des outils de modélisation les principales corrélations entre paramètres et résultats. Le modèle thermique a permis de mettre en évidence les effets thermiques des paramètres de soudage déjà constatés expérimentalement mais également de déterminer un coefficient de frottement macroscopique représentatif du procédé FSW Bobbin Tool. L'effet de la vitesse de rotation sur le malaxage du matériau a été retrouvé au moyen du modèle thermo-fluide local. Enfin, le modèle global s'est révélé capable de simuler le FSW Bobbin Tool avec pour seules données d'entrée les vitesses de rotation et d'avance, la *pin force* mesurée en cours d'essai et le coefficient de frottement expérimental.

Les résultats expérimentaux et numériques obtenus ont permis d'identifier rapidement les paramètres température dans le noyau soudé et rapport des débits comme paramètres essentiels. Ces deux paramètres, résultats du modèle global, ont ensuite été évalués sur une large gamme de paramètres de soudage. La confrontation du domaine simulé au domaine de soudabilité expérimental a permis de fixer des critères de soudabilité en terme de température et de rapport des débits. Du point de vue numérique, la soudabilité opératoire est satisfaite lorsque la température moyenne dans le noyau soudé est comprise entre 440 et 480 °C et pour un rapport des débits supérieur à 3.

D'autre part, les travaux de modélisation ont permis de mettre en évidence une

dépendance linéaire du coefficient de frottement macroscopique à la température moyenne sous l'épaulement.

Enfin, en réponse aux besoins industriels, nous avons cherché à évaluer l'influence des conditions d'essai sur la soudabilité. Les difficultés rencontrées avec l'alliage 2199 ont ainsi été reproduites numériquement. De même, le modèle global a montré qu'un outil de dimensions réduites générait une puissance inférieure tout en réduisant sensiblement le rapport des débits. Les effets d'un outillage à faible capacité d'échange ou d'un changement d'épaisseur de matériau à souder ont également été simulés.

La synthèse des travaux réalisés a révélé une certaine complexité du procédé FSW Bobbin Tool. La recherche de la soudabilité revient à trouver le bon compromis entre température et contrainte de contact sous l'épaulement.

Du point de vue du procédé, il apparaît très clairement qu'une contrainte de contact élevée favorise l'entraînement du matériau en rotation. Une *pin force* et/ou un coefficient de frottement élevés apparaissent ainsi bénéfiques.

L'augmentation de la *pin force* est un point sensible car elle contribue à augmenter la puissance ce qui rend le soudage des alliages à faible conductivité thermique relativement difficile. D'autre part, la *pin force* ne peut être augmentée que si la résistance mécanique du pion est suffisante. L'augmentation du diamètre du pion associée à des paramètres de soudage relativement froid constitue donc une première piste à explorer.

L'augmentation du coefficient de frottement présente également un grand intérêt car elle permettrait d'augmenter l'entraînement de matière en rotation sans augmenter le chargement mécanique du pion. L'utilisation d'outils revêtus ou l'optimisation de la géométrie des outils pourraient être envisagées.

Les travaux de modélisation entrepris mériteraient d'être prolongés.

D'un point de vue général, le schéma de résolution du modèle proposé aurait nécessité une optimisation afin de réduire les temps de calculs.

La convergence de la contrainte de cisaillement en sous surface pourrait être intégrée au problème de mécanique des fluides, par le biais de l'utilisation d'une condition aux limites mixte Dirichlet-Neumann. Un tel ajout nécessiterait très probablement de passer à des schémas de résolution explicites ou des techniques de régularisation.

La variation du coefficient de frottement en fonction de la température pourrait être intégrée directement dans le schéma de convergence afin de réduire un paramètre d'entrée et améliorer la prédictivité du modèle.

Enfin, le passage d'une géométrie 2D axisymétrique à une géométrie 3D du modèle thermo-fluide local permettrait de prendre en compte de manière explicite la vitesse d'avance, le contournement du pion et ainsi différencier l'advancing side du

retreating side. Néanmoins, l'implémentation ne pourrait être mené qu'en réalisant un grand nombre d'hypothèses simplificatrices.

Annexes

Matériau	**Épaisseur** e (mm)	**Outil** (mm)	**Vitesse de rotation** V_r (tr.min^{-1})	**Vitesse d'avance** V_a (mm.min^{-1})	**Couple** C (N.m)	**Pin Force** F_p (kN)	**Effort** F_x (kN)	**Effort** F_y (kN)
2139	2.5	6/12	400	100	25.2	2.75	-0.40	-0.15
			400	200	25.7	3.20	-0.43	-0.31
			600	100	23.1	2.45	-0.33	0.09
			600	200	23.0	2.95	-0.71	0.03
			600	300	23.3	3.30	-0.86	-0.15
			800	100	22.6	2.70	-0.49	0.13
			800	200	22.8	2.95	-0.94	-0.02
			800	300	22.9	3.20	-1.20	-0.27
	3.5	6/12	400	100	29.7	3.42	-0.56	-0.40
			400	200	30.9	4.18	-0.66	-0.52
			600	100	27.3	3.31	-0.52	-0.15
			600	200	27.0	3.82	-0.81	-0.31
			600	300	27.6	4.18	-1.13	-0.54
			800	100	25.2	3.03	-0.71	-0.09
			800	200	25.5	3.78	-1.35	-0.39
			800	300	24.8	3.75	-1.75	-0.76
2198	2.5	6/12	600	200	20.5	2.33	-0.63	0.14
	3.5	6/12	400	100	27.4	2.93	-0.49	0.10
			400	200	28.0	3.34	-0.68	-0.05
			600	100	25.5	2.39	-0.57	0.09
			600	200	25.7	2.95	-0.73	0.04
			600	300	25.7	3.31	-0.79	-0.08
			800	100	24.1	2.23	-0.54	0.10
			800	200	24.4	2.74	-1.17	0.03
			800	300	24.8	3.03	-1.53	-0.13
2199	2.5	5/10	400	100	19.7	1.92	-0.38	0.10
			400	200	20.4	2.10	-0.61	0.01
			600	100	20.8	1.80	-0.34	0.18
			600	200	21.4	1.90	-0.57	0.12
			600	300	22.1	2.03	-0.60	-0.11
			800	100	22.2	1.60	-0.35	0.19
			800	200	22.0	1.69	-0.55	0.12
			800	300	21.2	1.59	-0.59	0.09
		4/10	600	100	21.1	1.97	-0.25	0.08
			800	100	24.6	1.73	-0.29	0.22
			800	200	23.4	1.74	-0.53	0.12
	3.5	6/12	400	100	22.0	2.72	-0.19	-0.14
			600	100	20.6	2.47	-0.34	-0.09
			600	200	21.0	2.67	-0.65	-0.14

Tableau A1 – Données numériques de soudage

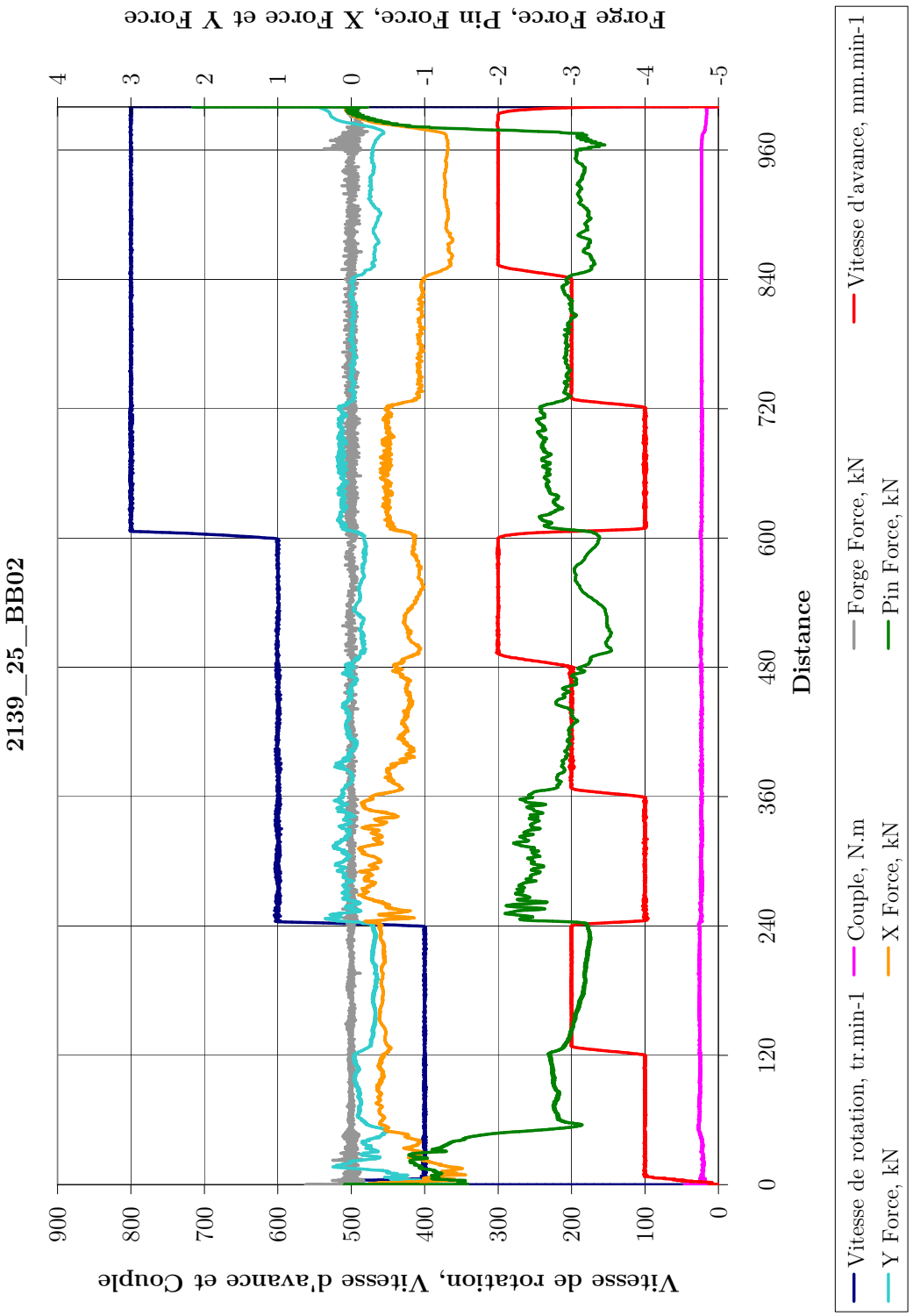


Figure A1 – Essai exploratoire 2139-25-BB02

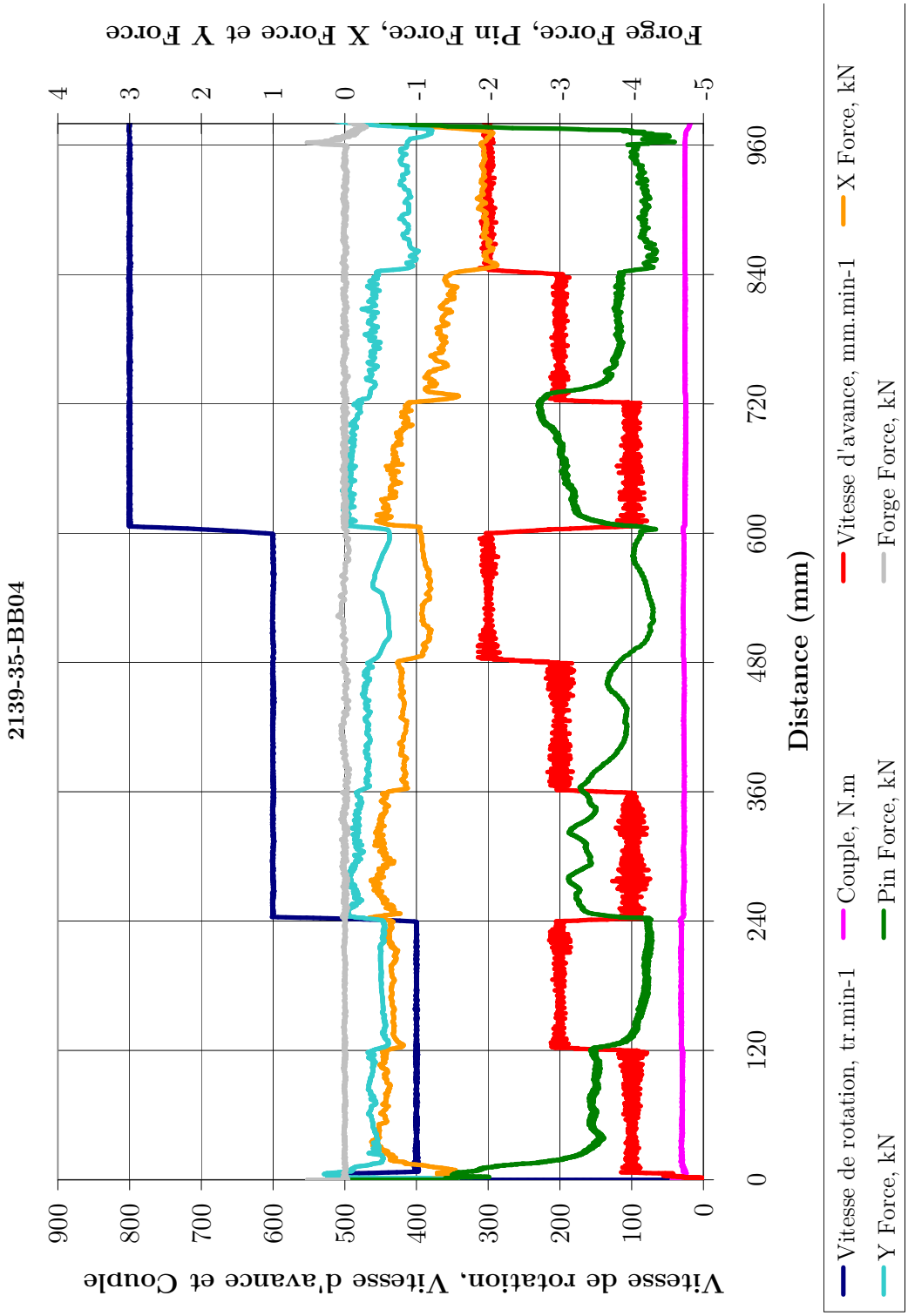


Figure A2 – 2139-35-BB04

Figure A3 – 2198-25-BB15

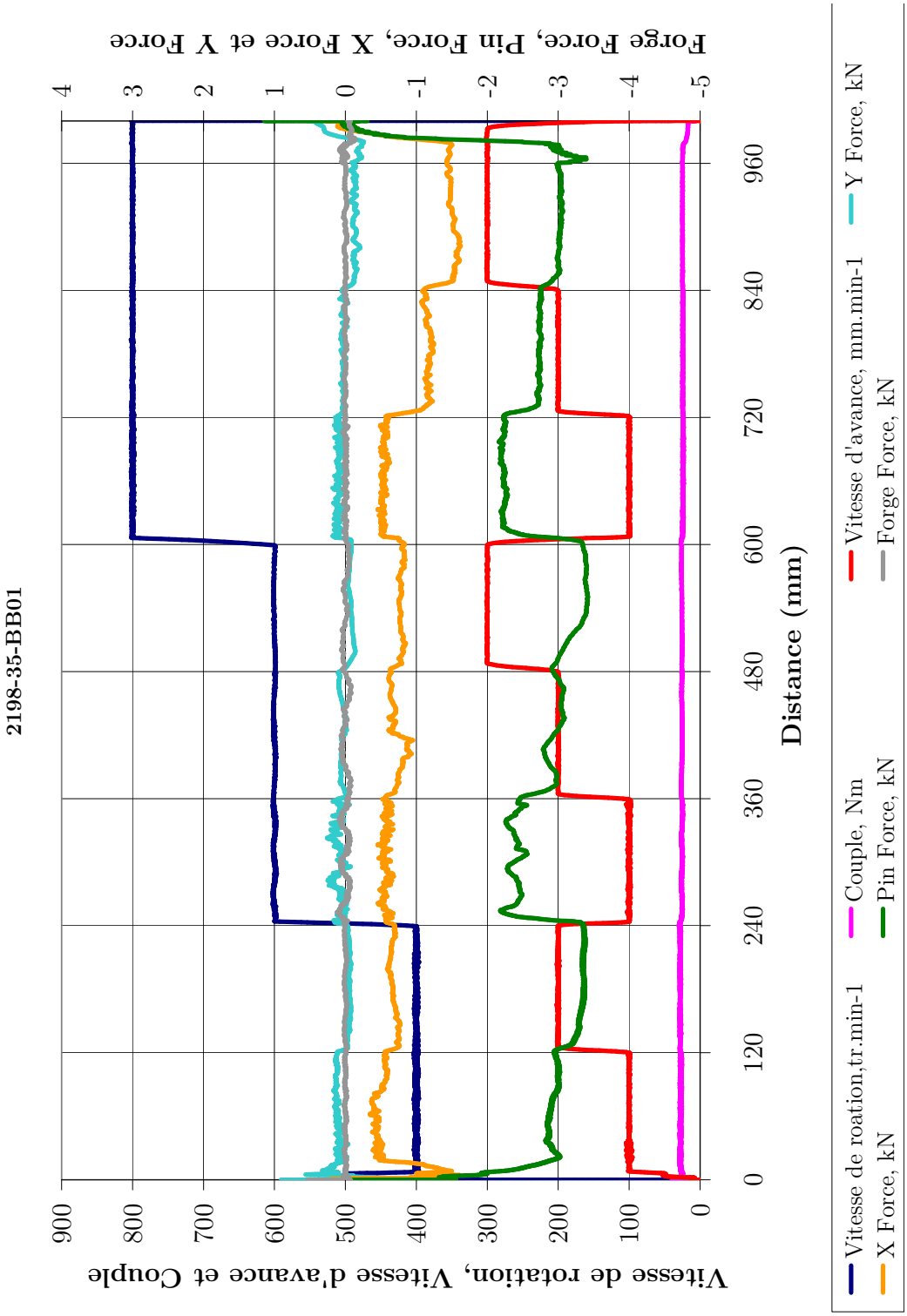


Figure A4 – 2198-35-BB01

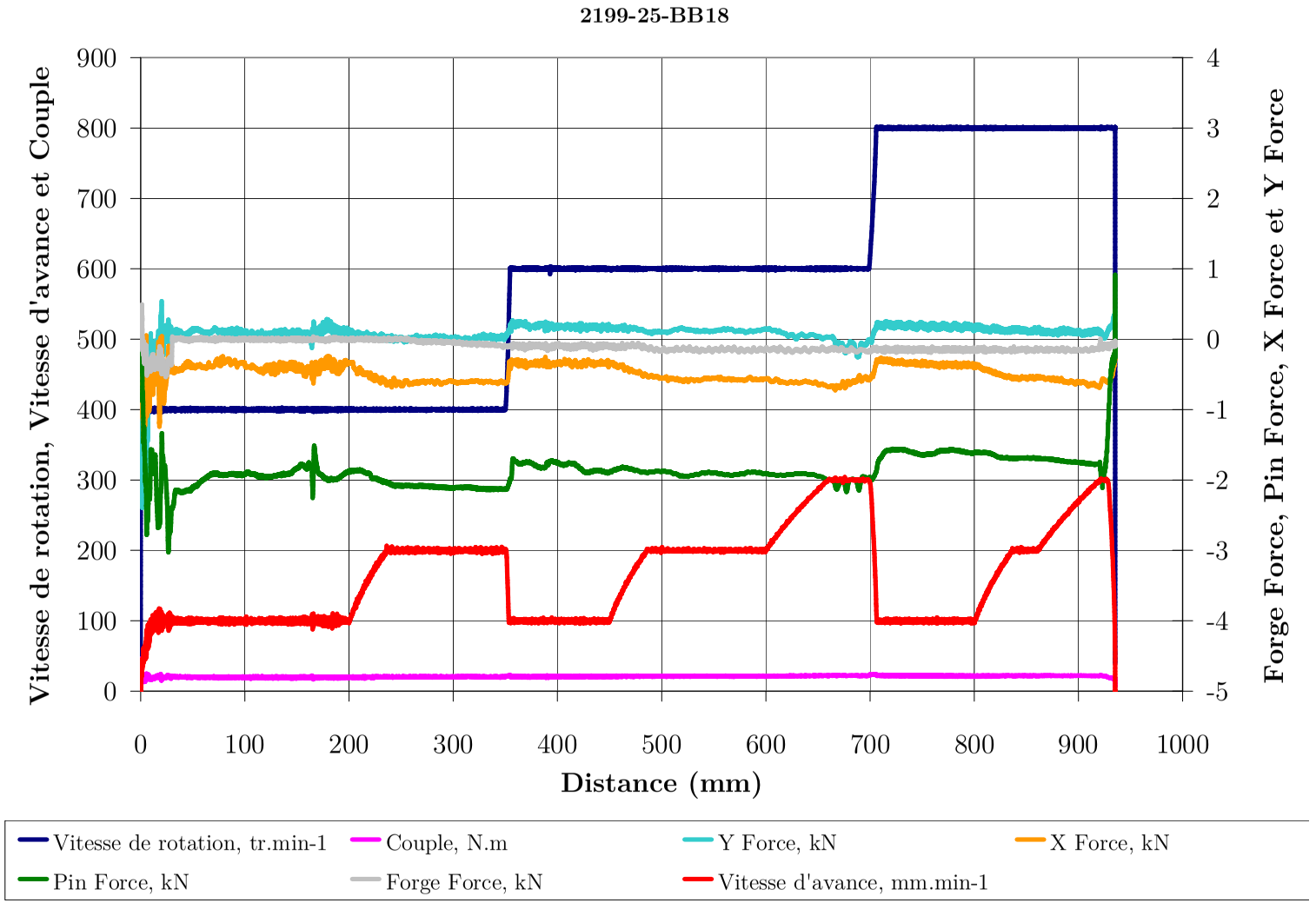


Figure A5 – 2199-25-BB18

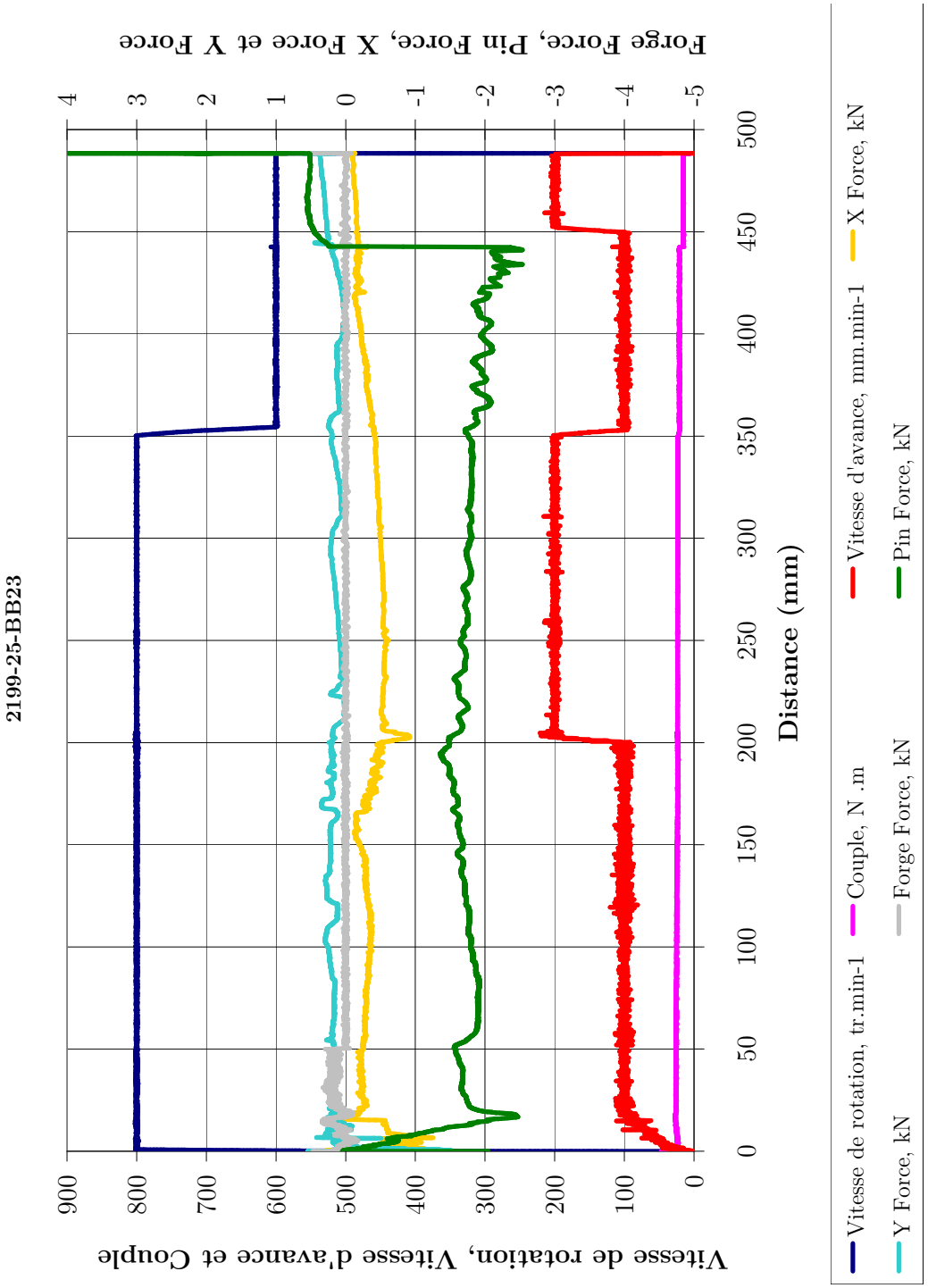


Figure A6 – 2199-25-BB23

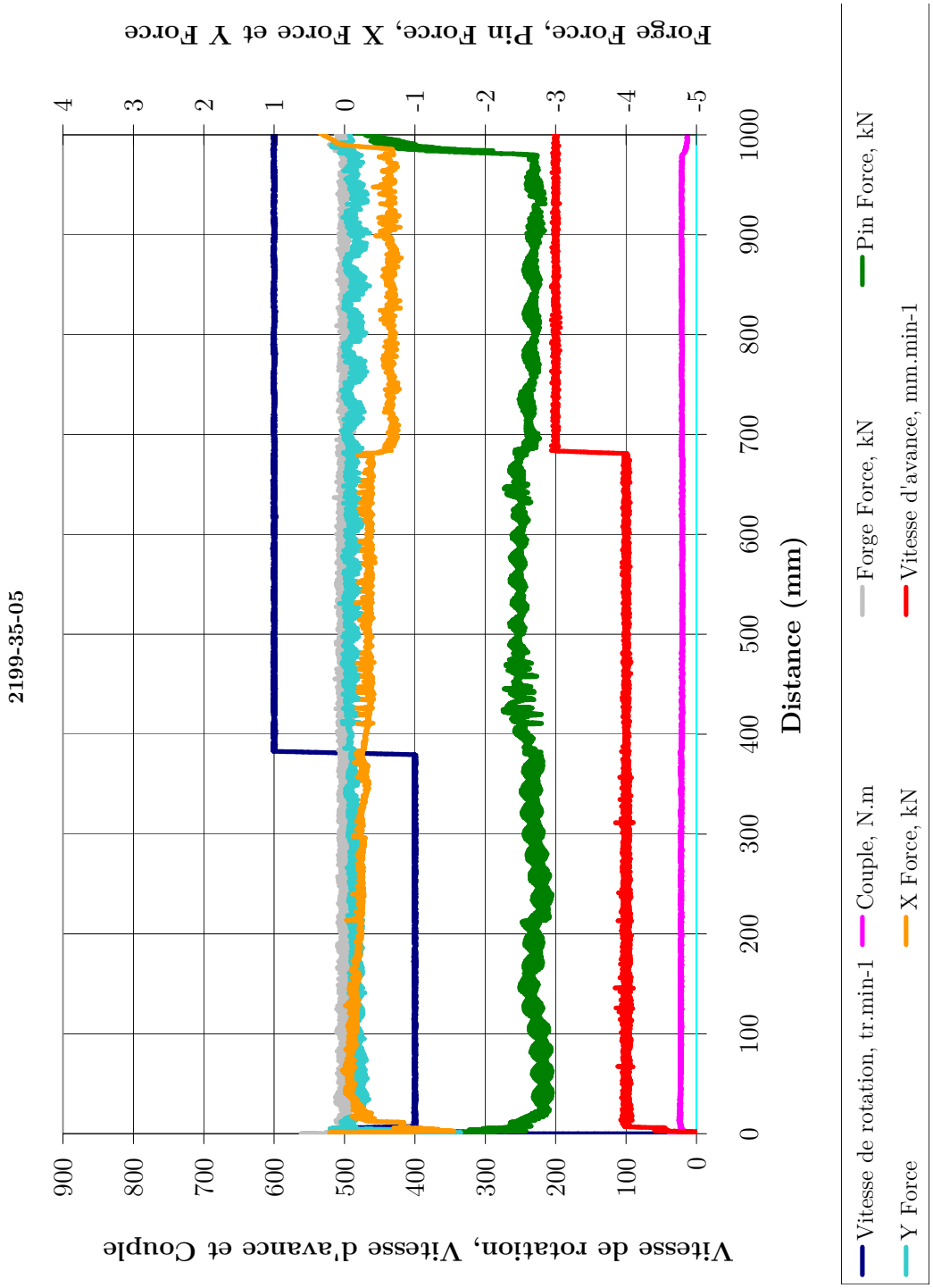


Figure A7 – 2199-35-BB05

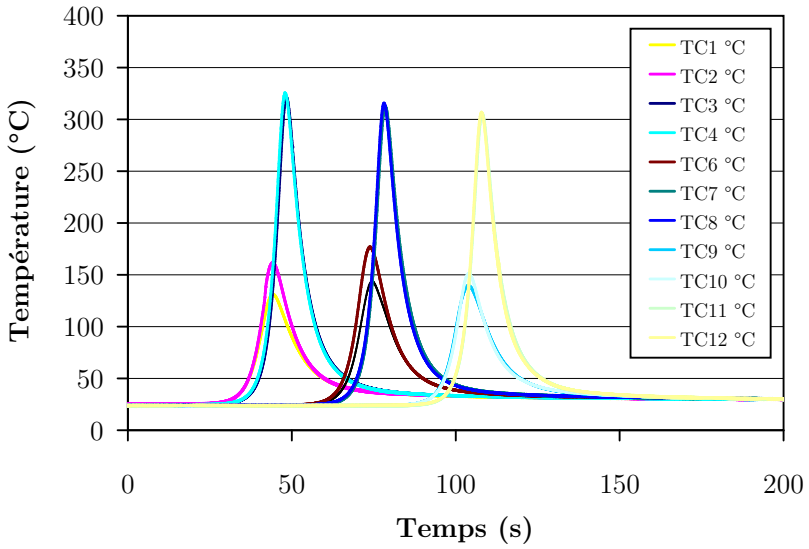


Figure A8 – Évolution de la température aux points de mesure au cours du temps - Essai 2139-25-BB17

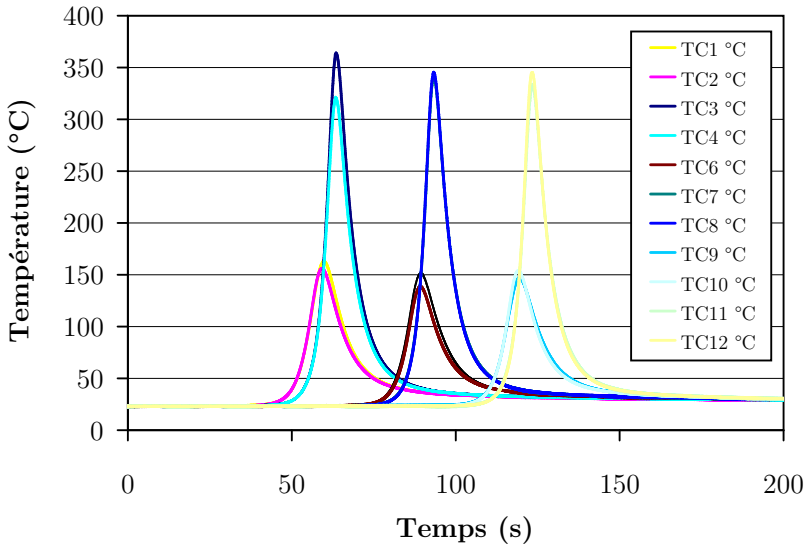


Figure A9 – Évolution de la température aux points de mesure au cours du temps - Essai 2139-25-BB20

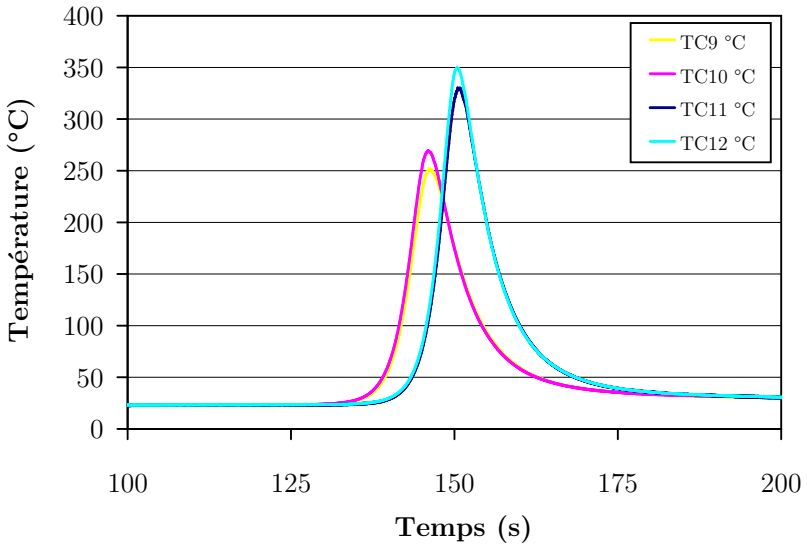


Figure A10 – Évolution de la température aux points de mesure au cours du temps - Essai 2198-25-BB15

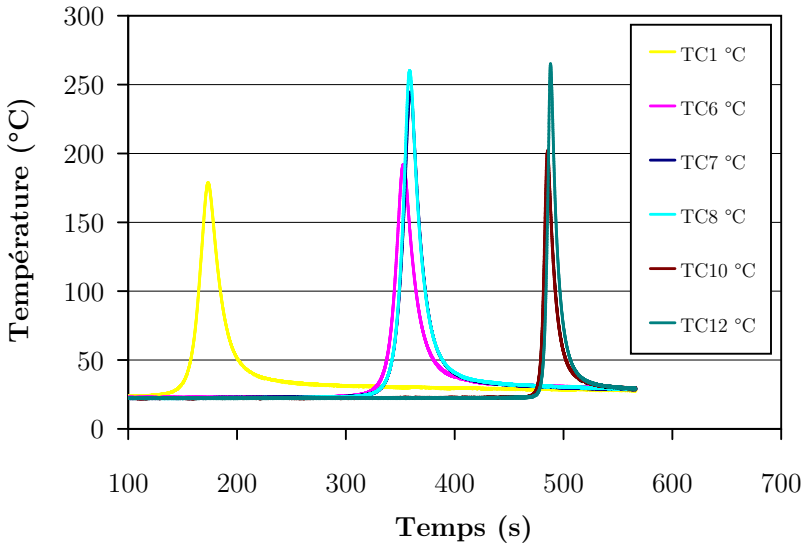


Figure A11 – Évolution de la température aux points de mesure au cours du temps - Essai 2199-35-BB05

Figure A12 – Examens macrographiques - 2139 épaisseur 2.5 mm

Figure A13 – Examens macrographiques - 2139 épaisseur 3.5 mm

Figure A14 – Examens macrographiques - 2198 épaisseur 3.5 mm

Matériau	Épaisseur e (mm)	Outil (mm)	Vitesse de rotation V_r (tr.min^{-1})	Vitesse d'avance V_a (mm.min^{-1})	Aspect visuel	Examen macrographique	Largeur de zone malaxée x_m (mm)	Microdureté Abattement (%)	Microdureté Largeur (mm)
2139	2.5	6/12	400	100	Flash	OK	1.88	29.8	21.5
			400	200		OK	1.92	26.2	19.5
			600	100		OK	1.56	28.1	18.5
			600	200		OK	1.15	23.2	18.5
			600	300		OK	0.93	21.9	18.5
			800	100		Manque // éplts	1.06	25.3	21.5
			800	200		Manque // éplts	0.42	21.5	20.0
			800	300		Cavité	0.02	57.0	19.0
	3.5	6/12	400	100	Flash	OK	1.46	31.9	18.0
			400	200	OK	OK	1.46	28.6	18.0
			600	100	Flash	OK	1.24	25.4	17.5
			600	200	OK	OK	0.67	24.3	17.5
			600	300	Flash	Conflit écoulement	0.45	23.3	16.5
			800	100	Flash	Conflit écoulement	0.00	25.8	18.0
			800	200	Flash	OK	0.30	23.0	18.5
			800	300	Flash	Cavité	0.25	22.8	17.0
2198	2.5	6/12	600	200	Flash	OK		43.0	18.0
	3.5	6/12	400	100	OK	OK	1.88		
			400	200	OK	OK	1.84	31.0	17.0
			600	100	Flash	OK	1.46		
			600	200	Flash	OK	1.41		
			600	300	Flash	Cavité	1.08		
			800	100	Flash excessif	Cavité	1.14		
			800	200	Flash excessif	Cavité	0.56		
			800	300	Flash excessif	Non soudé	0.33		
2199	2.5	5/10	400	100	Flash				
			400	200	Flash				
			600	100	Flash				
			600	200	Flash				
			600	300	Flash				
			800	100	Flash				
			800	200	Flash				
			800	300	Flash				
		4/10	600	100	Flash	Conflit écoulement			
			800	100	Flash	Conflit écoulement			
			800	200	Flash	Conflit écoulement			
	3.5	6/12	400	100	Flash	OK	1.70		
			600	100	Flash	OK	1.08		
			600	200	Flash	Conflit écoulement	0.71		

Tableau A2 – Synthèse des travaux de caractérisation

Bibliographie

[1] W.J. Arbegast and P.J. Hartley. Friction stir weld technology development at lockheed martin michoud space systems - an overview. *Proceedings of the 5th International Conference on Trends in Welding Research, Pine Mountain, GA, June 1-5*, page 541, 1998.

[2] A. Arora, R. Nandan, A.P. Reynolds, and T. DebRoy. Torque, power requirement and stir zone geometry in friction stir welding through modeling and experiments. *Scripta Materialia*, 60 :13–16, 2009.

[3] A. Askari, S. Silling, B. London, and M. Mahoney. Modeling and analysis of friction stir welding processes. *Friction Stir Welding and Processing*, pages 43–54, 2001.

[4] G. Bussu and P.E. Irving. The role of residual stress and heat affected zone properties on fatigue crack propagation in friction stir welded 2024-t351 aluminium alloys. *International Journal of Fatigue*, 25 :77–88, 2003.

[5] Y.J. Chao and X. Qi. Thermal and thermo-mechanical modelling of friction stir welding process. *Journal of Material Processing and Manufacturing Science*, 7 (2) :215–233, 1998.

[6] H.B. Chen, K. Yan, T. Lin, S.B. Chen, C.Y. Jiang, and Y. Zhao. The investigation of typical welding defects for 5456 aluminum alloy friction stir welds. *Materials Science and Engineering*, 433 :64–69, 2006.

[7] B. Christner, J. McCoury, and S. Higgins. Development and testing of friction stir welding (fsw) as a joining method for primary aircraft structure. *4th Symposium on FSW, Park City*, 2003.

[8] P.A. Colegrove, M. Painter, D. Graham, and T. Miller. 3 dimensional flow and thermal modelling of the friction stir welding. *2nd Symposium on FSW, Gothenburg*, 2000.

[9] P.A. Colegrove and H.R. Shercliff. Experimental and numerical analysis of aluminium alloy 7075-t7351 friction stir welds. *Science and Technology of Welding and Joining*, 8 :360–368, 2003.

[10] 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.

[11] P.A. Colegrove, H.R. Shercliff, and P.L.Threadgill. Modelling and development of the trivex friction stir welding tool. *4th Symposium on FSW, Park City*, 2003.

[12] 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(4) :284–297, 2007.

[13] K. Colligan. Material flow behavior during friction stir welding of aluminium. *Welding Journal*, pages 229–237, 1999.

[14] K.J. Colligan, P.J. Konkol, J.J. Fisher, and J.R. Pickens. Friction stir welding demonstrated for combat vehicle construction. *Welding Journal*, 82 :34–40, 2003.

[15] E. Dalder, J. Engel, R.S. Forrest, E. Kokko, K. Mc Ternan, J. Pastrnak, and D. Waldron. Bobbin-tool friction-stir welding of thick-walled aluminium alloy pressure vessels. *4th Symposium on FSW, Park City*, 2003.

[16] C. Dawes and W. Thomas. Friction stir joining of aluminium alloys. *TWI Bulletin*, 6 :124–127, November-December 1995.

[17] D. Deloison, F. Marie, B. Guerin, and D. Aliaga. Modélisation multi-physique du soudage par friction-malaxage bobbin-tool. *Colloque National MECAMAT, Aussois*, 2008.

[18] T. Dickerson, H.R. Shercliff, and H. Schmidt. A weld marker technique for flow visualization in fsw. *4th Symposium on FSW, Park City*, 2003.

[19] T. Dickerson, Q.Y. Shi, and H.R. Shercliff. Heat flow into fsw tool. *4th Symposium on FSW, Park City*, 2003.

[20] L. Dubourg and P. Dacheux. Design and properties of fsw tools a literature review. *6th Symposium on FSW, Saint-Sauveur*, 2006.

[21] K. Elangovan and V. Balasubramanian. Influences of pin profile and rotational speed of the tool on the formation of friction stir processing zone in aa2219 aluminium alloy. *Materials Science and Engineering*, 459 :7–18, 2007.

[22] 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. *5th Symposium on FSW, Metz*, 2004.

[23] C. Gallais, A. Denquin, A. Pic, A. Simar, T. Pardoen, and Y. Bréchet. Modelling the relationship between process parameters, microstructural evolutions and mechanical behaviour in a friction stir welded 6xxx aluminium alloy. *5th Symposium on FSW, Metz*, 2004.

[24] S. Gourdet and F. Montheillet. Effects of dynamic grain boundary migration during the hot compression of high stacking fault energy metals. *Acta Materialia*, 50 :2801–2812, 2002.

[25] Gratecap and Racineux. Welding and geometrical parameters optimization of a conical tool in friction stir welding. *In Press*, 2007.

[26] B. Guerin, F. Marie, and D. Aliaga. Demande de brevet en france : Dispositif de soudage à double épaulement pour le soudage de pièces par friction malaxage et procédé de soudage, 2007.

[27] M. Guerra, J.C. McClure, L.E. Murr, and A.C. Nunes. Metal flow during friction stir welding. *Friction Stir Welding and Processing*, pages 25–34, 2001.

[28] M. Guerra, C. Schmidt, J.C. McClure, L.E. Murr, and A.C Nunes. Flow patterns during friction stir welding. *Materials Characterization*, 49 :95–101, 2003.

[29] 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.

[30] T. Li, Q.Y. Shi, and K.K. Li. Residual stresses simulation for friction stir welded joint. *Science and Technology of Welding and Joining*, 12 :664–670, 2007.

[31] G. Liu, L.E. Murr, C-S. Niou, J.C. McClure, and F.R Vega. Microstructural aspects of the friction-stir welding of 6061-t6 aluminum. *Scripta Materialia*, 37 :355–361, 1997.

[32] D. Lohwasser. Welding of airframes by friction stir. *3rd Symposium on FSW, Kobe*, 2001.

[33] B. London, M. Mahoney, W. Bingel, M. Calabrese, R.H.Bossi, and D. Waldron. Material flow in friction stir welding monitored with al-sic and al-w composite markers. *Friction Stir Welding and Processing II*, pages 3–10, 2003.

[34] Z.Y. Ma, R.S. Mishra, and M.W. Mahoney. Superplastic deformation behaviour of friction stir processed 7075al alloy. *Acta Materialia*, 50 :4419–4430, 2002.

[35] F. Marie. Deliverable d2.2.2 - energy balance study (bobbin tool fsw of thick section). *Deepweld European Project*, 2007.

[36] F. Marie, D. Allehaux, and B. Esmiller. Development of the bobbin tool technique on various aluminium alloys. *5th Symposium on FSW, Metz*, 2004.

[37] O.R. Mhyr and O. Grong. Process modelling applied to 6082-t6 aluminium weldments-i. reaction kinetics. *Acta Metallurgical and Materials Transactions*, 39 :2693–2702, 1991.

[38] MTS Systems Corporation. I-stir pds friction stir welder users's manual. 2004.

[39] L.E. Murr, Y. Li, E.A. Trillo, B.M. Nowak, and J.C. McClure. A comparative study of friction-stir welding of aluminium alloys. *Aluminium Transactions*, 1998.

[40] T. Neumann, R. Zettler, P. Vilaça, J.F. dos Santos, and L. Quintino. Analysis of self-reacting friction stir welds in a 2024-t351 alloy. *Friction Stir Welding and Processing IV*, 2007.

[41] P.B. Prangnell and C.P. Heason. Grain structure formation during friction stir welding observed by the stop action technique. *Acta Mater*, 53 :3179–3192, 2005.

[42] J.H. Record, J.L. Covington, T.W. Nelson, C.D. Sorensen, and B.W. Webb. A look at the statistical identification of critical process parameters in friction stir welding. *Welding Journal*, 2007.

[43] 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.

[44] Y.S. Sato, H. Kokawa, M. Enomoto, S. Jogan, and T. Hashimoto. Distributions of hardness and microstructure in friction stir welds of al alloy 6063. *3rd Symposium on FSW, Kobe*, 2001.

[45] H. Schmidt and J. Hattel. Modelling thermomechanical conditions at the tool-matrix interface in friction stir welding. *5th Symposium on FSW, Metz*, 2004.

[46] H. Schmidt and J. Hattel. Thermal modelling of friction stir welding. *Scripta Materialia*, 58 :332–337, 2008.

[47] H. Schmidt, J. Hattel, and J. Wert. Modelling of the contact condition at the tool-matrix interface in friction stir welding. *Mathematical Modelling of Weld Phenomena*, 7 :925–941, 2003.

[48] H.N.B. Schmidt, T.L. Dickerson, and J.H. Hattel. Material flow in butt friction stir welds in aa2024-t3. *Acta Materialia*, 54 :1199–1209, 2006.

[49] T.U. Seidel and A.P Reynolds. Visualization of the material flow in aa2195 friction-stir welds using a marker insert technique. *Metallurgical and Materials Transactions*, 32A :2879–2884, 2001.

[50] Q.Y. Shi, T. Dickerson, and H.R. Shercliff. Thermo-mechanical fe modelling of friction stir welding of al-2024 including tool loads. *4th Symposium on FSW, Park City*, 2003.

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

[52] C.D. Sorensen and T.W. Nelson. Tool material testing for fsw of high-temperature alloys. *3rd Symposium on FSW, Kobe*, 2001.

[53] 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.

[54] G. Sylva, R. Edwards, and T. Sassa. A feasibility study of self reacting pin tool welding of thin section aluminium. *5th Symposium on FSW, Metz*, 2004.

[55] W. Tang, X. Guo, J.C. McClure, and L.E. Murr. Heat input and temperature distribution in friction stir welding. *Journal of Materials Processing Technology*, 7 :163–172, 1998.

[56] W.M. Thomas. Friction stir butt welding, 1991.

[57] W.M. Thomas. Friction stir welding and related friction process characteristics. *INALCO'98*, 1998.

[58] W.M. Thomas, A.B.M. Braithwaite, and R. John. Skew-stir technology. *3rd Symposium on FSW, Kobe*, 2001.

[59] W.M. Thomas and M.F. Gittos. Development of friction stir tools for the welding of thick (25mm) aluminium alloys.pdf. *TWI*, 1999.

[60] P.L. Threadgill. Friction stir welding - the state of the art. *TWI*, 678, 1999.

[61] P.L. Threadgill. Terminology in friction stir welding. *Science and Technology of Welding and Joining*, 12 :357–360, 2007.

[62] A. Toskey, W.J. Arbegast, C.D. Allen, and A. Patnaik. Fabrication of aluminum box beams using self-reacting and standard fixed pin friction stir welding. *Friction Stir Welding and Processing III*, 2005.

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

[64] N. Vanderesse, C. Desrayaud, S. Girard-Insardi, and M. Darrieulat. Channel-die compression at high temperature. *Materials Science & Engineering. A*, 476 (1-2) :322–332, 2008.

[65] T. De Vuyst, L. D'Alvise, A. Simar, B. de Meester, and S. Pierret. Finite element modelling of friction stir welding of aluminium alloy plates - inverse analysis using a genetic algorithm. *Welding in the World*, 49 :47–55, 2005.

[66] 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.

[67] R. Zettler, J.F. dos Santos, T. Donath, F. Beckmann, and D. Lohwasser. Material flow in friction stir butt welded aluminium alloys. *Metallurgical and Materials Transactions*, 2006.

[68] R. Zettler, S. Lomolino, J.F. dos Santos, T. Donath, F. Beckmann, T. Lippman, and D. Lohwasser. A study on material flow in fsw of aa 2024-t351 and aa 6056-t4 alloys. 2004.

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

École Nationale Supérieure des Mines
de Saint-Étienne

N° d'ordre : 2010 EMSE 0567

Baptiste GUERIN

FRICTION STIR WELDING WITH BOBBIN TOOL OF ALUMINIUM ALLOYS

Speciality : Material sciences and engineering

Keywords : Friction Stir Welding, Bobbin Tool, Aluminium alloys, Aluminium lithium, Modelling, Weldability

Abstract :

In the field of metallic materials, welding technologies can provide significant mass reductions and cost savings to aircraft industries. Nevertheless, classical fusion welding processes can not be applied to last generations of aeronautical aluminium alloys. In this context, Friction Stir Welding offers many advantages and can help metallic parts to face the build up of composite materials.

This thesis has mainly two objectives. We aim first at improving our understanding of Friction Stir Welding with Bobbin Tool and then at proposing a kind of methodology able to predict optimal welding parameters.

Welding trials were carried out using three aeronautical aluminium alloys including two aluminium lithium and two thicknesses representative of a fuselage junction. Results were analyzed and some correlations were found between welding parameters, temperature and stirring of the weld nugget.

This work was also supported by several modeling tools. A local thermo-fluid approach has been used to simulate stirring of the material in the weld nugget. A global thermal model has been used to simulate heat diffusion in the structure. Then, a coupled approach of these previous modeling tools shows that it was possible to numerically predict a processing window.

École Nationale Supérieure des Mines
de Saint-Étienne

N° d'ordre : 2010 EMSE 0567

Baptiste GUERIN

SOUDAGE D'ALLIAGES D'ALUMINIUM PAR LA TECHNOLOGIE FRICTION STIR WELDING BOBBIN TOOL

Specialité : Sciences et Génie des Matériaux

Mots clefs : Friction Stir Welding, Bobbin Tool, Alliages d'aluminium, Aluminium lithium, Modélisation, Simulation, Soudabilité

Résumé :

Dans le domaine des matériaux métalliques, les techniques d'assemblage par soudage conduisent à des réductions de masse et de coûts importantes susceptibles d'intéresser les industries aéronautiques. Néanmoins, les procédés de soudage classiques par fusion ne s'appliquent pas aux dernières générations d'alliages d'aluminium aéronautiques. Dans ce contexte, le procédé de soudage Friction Stir Welding présente des atouts considérables, de nature à rendre compétitives les structures métalliques face à la montée en puissance des matériaux composites.

L'objectif de cette thèse est double. Il s'agit d'une part d'améliorer notre compréhension du procédé de soudage Friction Stir Welding Bobbin Tool puis dans un deuxième temps de proposer une méthodologie visant à prédire les paramètres de soudage optimaux.

Afin de mener à bien ces objectifs, des essais de soudage ont été menés pour trois alliages d'aluminium aéronautique, incluant deux alliages d'aluminium-lihtium, et deux épaisseurs, représentatives d'une jonction de peau de fuselage. Les résultats d'essais ont par la suite été exploités et ont permis de mettre en évidence des corrélations entre paramètres de soudage, température, puissance et malaxage du noyau soudé.

Dans un troisième temps, afin de supporter la démarche expérimentale, des outils de simulation ont été utilisés. Un modèle thermo-fluide local a été développé afin de simuler les phénomènes de malaxage dans le noyau soudé. A l'échelle globale, un modèle thermique a permis de reproduire fidèlement les phénomènes de diffusion de la chaleur dans la structure. Enfin, le couplage des deux modèles a montré qu'il était possible de simuler puis de prédire un domaine de soudabilité.