



الجمهورية الجزائرية الديمقراطية الشعبية
REPUBLIQUE ALGERIENNE DEMOCRATIQUE ET POPULAIRE
MINISTÈRE DE L'ENSEIGNEMENT SUPERIEUR
ET DE LA RECHERCHE SCIENTIFIQUE
UNIVERSITE DJILLALI LIABES DE SIDI BEL ABBES
FACULTE DE TECHNOLOGIE
DÉPARTEMENT DE GENIE MECANIQUE



THESE

Pour

L'obtention du diplôme de

Doctorat en sciences

Spécialité : Génie Mécanique

Option : Endommagement et Fiabilité des Structures

Présenté Par :

KAID Mustapha

Simulation numérique du comportement thermomécanique du soudage par FSW

Soutenue le 18 / 11 /2020

Devant la commission d'examen :

➤ BOUCOUICHA Ben attou	Professeur, Univ. de SBA	Président
➤ ZEMRI Mokhtar	Professeur, Univ. de SBA	Directeur de thèse
➤ OULD CHIKH El Bahri	Professeur, Univ. de MASCARA	Examineur
➤ BENHAMENA Ali	Professeur, Univ. de MASCARA	Examineur
➤ BOUZIANE Mohamed	Professeur, Univ. de MASCARA	Examineur
➤ MERZOUG Mohamed	Docteur (MCA), Univ. de SBA	Examineur

2019-2020

Résumé

Le procédé de soudage par friction malaxage est un procédé récent qui a été développé au sein de l'institut de soudure britannique " The Welding Institute " au début des années 90. Ce procédé, utilisé généralement en aéronautique, est sans apport de matière et permet de souder principalement des alliages d'aluminium difficilement soudables par les procédés classiques de soudage. Le soudage par friction malaxage, par la combinaison des mouvements de rotation et de translation d'un outil cylindrique, déforme et chauffe le matériau des pièces soudées. Cette histoire thermomécanique provoque des phénomènes physiques et mécaniques et une modification de l'état des pièces soudées. La modélisation du procédé FSW vise à reproduire cette histoire thermomécanique afin de prédire l'effet du soudage sur le comportement des matériaux. Elle permet en particulier d'étudier les mécanismes de création de la chaleur et de déterminer la température maximale au cours soudage et les contraintes résiduelles après le soudage pour un alliage d'aluminium 6061-T6. Dans ce travail, Une simulation numérique du procédé FSW a été faite par un modèle élément fini. Le présent modèle prend en considération le couplage thermomécanique pour prédire la température et les contraintes résiduelles par un seul modèle numérique. Plusieurs résultats trouvés par le modèle existent ; les forces de réactions, les contraintes résiduelles, les déformations plastique, la température générée et les contraintes Von mises. Afin de contrôler et juger le modèle de simulation du processus FSW, Les résultats des calculs ont été comparés à des mesures expérimentales faites et avec des chercheurs afin de valider ce modèle.

Abstract

The friction kneading welding process is a recent process which was developed within the British Welding Institute "The Welding Institute" in the early 90s. This process, generally used in aeronautics, is without material input and allows to weld mainly aluminum alloys which are difficult to weld by conventional welding processes. Friction stir welding, by the combination of rotational and translational movements of a cylindrical tool, deforms and heats the material of the welded parts. This thermomechanical history causes physical and mechanical phenomena and a change in the state of the welded parts. The FSW process modeling aims to reproduce this thermomechanical history in order to predict the effect of welding on the behavior of materials. It allows in particular to study the mechanisms of heat creation and to determine the maximum temperature during welding and the residual stresses after welding for an aluminum alloy 6061-T6. In this work, a numerical simulation of the FSW process was made by a finite element model. The present model takes into account thermomechanical coupling to predict the temperature and the residual stresses by a single numerical model. Several results found by the model exist; the reaction forces, the residual stresses, the plastic strains, the temperature generated and the stresses Von set. In order to control and judge the simulation model of the FSW process,

The results of the calculations were compared to experimental measurements made and with researchers in order to validate this model.

ملخص

عملية تلحيم عجن الاحتكاك هي عملية حديثة تم تطويرها داخ معهد اللحام البريطاني "معهد اللحام" في أوائل التسعينات تستخدم بشكل عام في علم الطيران بدون ادخال أي مادة جديدة وتسمح بتلحيم سبائك الألومنيوم التي يصعب تلحيمها تقليديا. تلحيم الاحتكاك بالحرارة أو عن طريق الجمع بين الحركات الدورانية والتحويلية للأداة الاسطوانية يشوه ويسخن مواد الأجزاء الملحومة "الملحمة" هذه العملية الحرارية الميكانيكية يسبب ظواهر فيزيائية وميكانيكية وتغيير حالة هذه الأجزاء الملحمة تهدف عملية نمذجة fsw الى إعادة انتاج هذه العملية الحرارية الميكانيكية من أجل التنبؤ بتأثير التلحيم على المواد والسماح بشك خاص دراسة آليات انشاء احارة و التوصل الى تحديد أقصى درجة حرارة أثناء التلحيم ومشكلة بقا التلحيم لسبائك الألومنيوم 6061-T6 في عملنا هذا لجأنا الى محاكاة رقمية FSW باختيار نموذج محدد . يأخذ النموذج الحالي في الاعتبار الاقتران الميكانيكي الحراري للتنبؤ بدرجة الحرارة والضغط المتبقية من خلال نموذج رقمي واحد. توجد عدة نتائج وجدها النموذج ؛ قوى التفاعل ، الضغوط المتبقية ، السلالات البلاستيكية ، درجة الحرارة المتولدة وضغط مجموعة . من أجل التحكم والحكم على نموذج المحاكاة لعملية FSW ، تمت مقارنة نتائج الحسابات مع القياسات التجريبية التي أجريت ومع الباحثين من أجل التحقق من صحة هذا النموذج.

À mes parents

À mes frères et mes sœurs.

À ma femme

À mes amis.

Remerciements

Je tiens à remercier Monsieur BOUCOUICHA Ben attou, Professeur à l'université de Sidi Bel Abbes, d'avoir accepté de présider le jury lors de ma soutenance de thèse. Je remercie également Messieurs OULD CHIKH El Bahri, BENHAMENA Ali Professeurs à l'université de Mascara, Monsieur BOUZIANE Mohamed, Professeur à l'université et MERZOUG Mohamed maitres de conférences à l'université de Sidi Bel Abbes qui ont accepté d'être rapporteurs de ces travaux de thèse.

Je souhaite remercier très sincèrement Monsieur ZEMRI Mokhtar qui a dirigé cette thèse, grâce à qui j'ai pu acquérir de nombreuses connaissances en soudage et simulation numérique qui me seront nécessaires par la suite. Au-delà de l'aspect scientifique, je tiens à vous remercier pour votre soutien, votre gentillesse, votre disponibilité, votre écoute et toutes nos discussions si enrichissantes d'un point de vue humain.

Je remercie l'équipe du laboratoire LMSR de m'avoir soutenu ; encouragé et surtout orienter dans mon travail.

Mes remerciements vont à messieurs Miloua Benyahia et Rida Nehari, d'être disponible et pour leurs conseils précieux dans l'atelier.

Je remercie très vivement mes collègues de notre laboratoire, BRAHAMI Abdessamad et BELAZIZ Azzedine pour leur soutien et tout simplement pour leur compagnie si agréable et les bons moments partagés.

Un très grand merci aux chercheuses avec qui j'ai partagé le bureau pendant six ans. Merci pour votre gentillesse sans limite et pour tout ce que nous avons. Parmi les personnes qui sont passées par notre bureau, je remercie également MEDJADJI Ahmed que j'ai appris à découvrir et à apprécier le sens de la recherche

Evidemment, je remercie profondément mes parents pour leur soutien infailible au cours de toutes ces années et sans qui je ne serai pas arrivée jusque-là.

Liste des figures

Figure I.1 : Principales composantes de l'outil de soudage et soudure bout à bout entre deux tôles...	11
Figure I.2 : Illustration du procédé de FSW	11
Figure I.3 : Configurations de soudage	13
Figure I.4 : Représentation de la cinématique de l'outil FSW dans les différentes phases Les machines de FSW que ce soit les robots ou les portiques permettent la programmation de ces deux paramètres	13
Figure I.5 : Représentation de la cinématique de l'outil FSW	14
Figure I.6 : Schématisation de l'outil FSW et de quelques géométries de pions et d'épaulements	15
Figure I.7 : Différentes formes d'épaulement disponibles	16
Figure I.8 : Différents types d'outils, leurs caractéristiques et leurs applications	16
Figure I.9 : Soudage par FSW pour des feuilles d'épaisseurs différentes	17
Figure I.10 : Configurations d'outils utilisés pour déterminer l'effet de la géométrie du pion sur la résistance en traction des joints SFM	21
Figure I.11 : Micrographie qui montre la présence d'une cavité dans un joint en AA7020-T6 de 4,4 mm d'épaisseur à 1400 rpm et une vitesse d'avance de 80 mm/min (pion conique dont le diamètre varie entre 6 et 4 mm)	24
Figure I.12 : Résistance en traction (a) et allongement à la rupture (b) d'un joint SFM en AA2219 de 6 mm d'épaisseur en fonction de la vitesse de rotation (vitesse d'avance constante de 0,76 mm/s)	25
Figure I.13 : Variation de la limite d'élasticité d'un joint en AA6082-T6 de 4mm	25
Figure I.14 : Effet de la vitesse de rotation de l'outil ((a) T = 500 tr / min, (b) T = 700 tr / min et (c) T = 1000 tr / min) sur la répartition de la température, de la déformation et de la vitesse de déformation	26
Figure I.15 : Influence des modes de contrôle en présence d'un jeu entre les deux pièces	27
Figure I.16 : Intervalle de conditions de soudage optimales en fonction de la force verticale appliquée	28
Figure I.17 : État du joint SFM en AA7020-T6 de 4,4 mm d'épaisseur et la force mesurée (a) 4 kN, (b) 6 kN, (c) 7,4 kN et (d) 10,4 kN	29
Figure I.18 : Angle d'inclinaison de l'outil	30
Figure I.19 : Effet de l'inclinaison de l'outil par rapport à la surface du joint. AA5456 de 4 mm d'épaisseur. (a) La surface du joint soudé à une inclinaison de l'outil de 1°, (b), (c) et (d) sont des coupes transversales des joints soudés lorsque l'inclinaison de l'outil est de 1,5°, 3,5° et 4,5° respectivement.....	30
Figure I.20 : Présentation de la dénomination cote avance et cote recul	31
Figure I.21 : Transferts thermiques induits par le procédé FSW	32
Figure I.22 : Coupe d'une soudure sur un alliage d'aluminium 6061-T6	33
Figure I.23 : Couplage thermique, mécanique et métallurgique du procédé FSW	33
Figure I.24 : Coupe macrographique d'un cordon de soudure montrant quatre zones distinctes : (A) métal de base, (B) zone affectée thermiquement, (C) zone affectée thermo mécaniquement et (D) noyau de soudure (nugget zone) [IS].....	34
Figure I.25 : maximale est montrée au niveau de la pointe du pion	35
Figure I.26 : Température de pic en fonction de la position, cas de l'alliagAA6061Al- T6. (a) effet de la position du thermocouple par rapport à la ligne centrale du joint (b) (cas de 400 tr/mn, 120mm/mn), (b) effet de la vitesse de rotation pour (c) Va = 120mm/mn	37
Figure I.27 : Température de pic en fonction de la position, cas de l'alliage AA6061Al-T6 et	

	Pour 400 tr/mn, 120mm/mn (a) effet de la géométrie de l'outil (Tang et al.), (b) pour différents types d'alliages d'aluminium	37
Figure I.28 :	Répartition des contraintes résiduelles dans la soudure (sens longitudinal et transversal)	38
Figure I.29 :	Représentation schématique des trois types d'écoulement	40
Figure I.30 :	Trajectoire d'un amas de matière lors du soudage selon Heurthier	41
Figure I.31 :	(a) Formation d'une cavité de tunnel à l'arrière de la broche et (b) Formation de fentes sur le côté en avance derrière la broche	42
Figure I.32 :	Comparaison de la forme simulée et expérimentale de la zone d'agitation	43
Figure I.33 :	Coupe transversale dans un joint SFM en AA5083 de 8 mm d'épaisseur qui montre les bavures en surface et une ligne d'oxyde dans le joint. En (b) un agrandissement de la zone au fond du joint	44
Figure II.1 :	méthodologie globale de modélisation du procédé de soudage par friction malaxage....	54
Figure II.2 :	La géométrie SOLID226 géométrie.....	56
Figure II.3 :	Elément à effet de surface tridimensionnel SURF152	56
Figure II.4 :	Maillage de modèle par éléments finis.....	57
Figure II.5 :	Le contact entre les deux surfaces.....	57
Figure II.6 :	Le contact entre la pièce et l'outil.....	58
Figure II.7 :	Représentation schématique de la condition aux limites pour l'analyse thermique.....	59
Figure II.8 :	Configuration et conditions aux limites.....	61
Figure II.9 :	Organigramme de l'analyse thermomécanique couplée séquentiellement.....	63
Figure II.10 :	Fraiseuse modifié pour le soudage FSW.....	66
Figure II.11 :	Schéma cinématique, représentation les axes de rotation et translations.....	66
Figure II.12 :	Outil de soudage par friction-malaxage sans pion.....	67
Figure II.13 :	Système de bridage.....	67
Figure II.14 :	thermocouples sont installés sur les plaques.....	69
Figure II.15 :	Positionnement des thermocouples par rapport au joint de soudure.....	70
Figure II.16 :	Le Microduromètre HV.....	70
Figure II.17 :	Polisseuse mécanique type P 260 MECAPOL.....	71
Figure II.18 :	Machine universelle utilisée pour les essais de traction.....	72
Figure II.19 :	Dimension de l'éprouvette de Traction.....	72
Figure III.1 :	forces de réactions pour la Vitesse = 80 mm/min	77
Figure III.2 :	Cartographie des forces de réactions Fy et Fz pour la Vitesse = 80 mm/min.....	77
Figure III.3 :	forces de réactions pour la Vitesse = 100 mm/min	78
Figure III.4 :	Cartographie des forces de réactions Fy et Fz pour la Vitesse = 100 mm/min	78
Figure III.5 :	forces de réactions pour la Vitesse = 140 mm/min	79
Figure III.6 :	Cartographie des forces de réactions Fy et Fz pour la Vitesse = 140 mm/min	79
Figure III.7 :	Distribution des contraintes principales direction y	81
Figure III.8 :	Distribution des contraintes principales direction z.....	81
Figure III.9 :	Distribution des contraintes principales direction x.....	82
Figure III.10 :	Profils et cartographie de contraintes résiduelles en fonction de la distance de centre de soudage pour la vitesse de 80 mm/min.	84
Figure III.11 :	Profils et cartographie de contraintes résiduelles en fonction de la distance de centre de soudage pour la vitesse de 100 mm/min.....	85
Figure III.12 :	Profils et cartographie de contraintes résiduelles en fonction de la distance de centre de soudage pour la vitesse de 140 mm/min.....	85
Figure III.13 :	Evolution de la température en fonction de la distance : a) la température prédite –Modèle FEM-, b) Cartographie de la température lors	

du soudage à l'instant $t=35s$	86
Figure III.14 : Evolution de la température en fonction du temps à $t=45s$	87
Figure III.15 : Evolution de la température en fonction du temps pour différentes fréquences de rotation, b) Cartographie de la température à $T = 1400 \text{ tr / min}$, c) Cartographie de la température à $T = 1000 \text{ tr / min}$, d) Cartographie de la température à $T = 600 \text{ tr / min}$	88
Figure III.16 : Résultats de simulation de profils de température pour l'aluminium pur 6061-T6 à différentes vitesses transversales (vitesse de rotation constante de 1000 tr / min)	89
Figure III.17 : Répartition de la température dans la pièce à l'instant $t = 20, 30, 40, 50,$ $60, 70, 80, 90$ et 100 secondes pour $T = 1000 \text{ tr / min}$ et $v = 80 \text{ mm / min}$	90
Figure III.18 : Répartition de la température dans la pièce à l'instant $t = 20, 30, 40, 50,$ $60, 70, 80, 90$ et 100 secondes pour $T = 1000 \text{ tr / min}$ et $v = 100 \text{ mm / min}$	91
Figure III.19 : Répartition de la température dans la pièce à l'instant $t = 20, 30, 40, 50,$ $60, 70, 80, 90$ et 110 secondes pour $T = 1000 \text{ tr / min}$ et $v = 140 \text{ mm / min}$	92
Figure III.20 : Distribution des contraintes de Von Mises dans la pièce à l'instant $t = 10, 20,$ $30, 40, 50, 60, 70, 80, 90, 100, 120$ et $126,5$ s pour $T = 1000 \text{ tr / min}$ et $v = 80 \text{ mm / min}$	95
Figure III.21 : Distribution des contraintes de Von Mises dans la pièce à l'instant $t = 10, 20, 30, 40, 50, 60, 70, 80, 90, 100$ et $112,5$ secondes pour $T = 1000 \text{ tr / min}$ et $v = 100 \text{ mm / min}$	97
Figure III.22 : Distribution des contraintes de Von Mises dans la pièce à l'instant $t=10, 20, 30, 40, 50, 60, 70, 80, 90, 100$ and 112.5 s pour $N=1000 \text{ tr / min}$ et $Va= 140 \text{ mm/min}$	98
Figure III.23 : Profils de déformation plastique équivalents pour différentes vitesses d'avance (a); 80 mm / min , (b); 100 mm / min , (c); 140 mm / min . et une vitesse de rotation constante de 1000 tr / min),	101
Figure III.24 : Graphes de la déformation plastique équivalente pour différentes vitesses transversales (a); 80 mm / min , (b); 100 mm / min , (c); 140 mm / min . et une vitesse de rotation constante de 1000 tr / min),	102
Figure IV.1 : Joint de soudure mauvais.....	105
Figure IV.2 : Joints des soudures et fonds des joints pour différents paramètres de soudage.....	107
Figure IV.3 : Défaut de type cavité + bavure.....	108
Figure IV.4 : Vue en coupe transversal du joint soudé par FSW.....	108
Figure IV.5 : Courbes de traction pour différentes vitesses de rotation plus le métal de base.....	109
Figure IV.6 : Profil de microdureté au travers d'un joint soudé.	110
Figure IV.7 : Distribution des températures par rapport au joint de soudage pour différent paramètres de soudage.....	112
Figure IV.8 : Distribution de la température mesurée par la sonde T1 au milieu de la ligne de soudage.	113
Figure IV.9 : Evolution de la température en fonction de la distance : a) une comparaison de la température prédite - modèle EF et des données expérimentales, b) Cartographie de la température lors du soudage.....	114
Figure IV.10 : Evolution de la température en fonction du temps: a) une comparaison de la température prédite -Modèle EF et des données expérimentales, b) Cartographie de la température lors du soudage.....	115

Liste des tableaux

Tableau I.1 : Désignation des séries principales des alliages d'Aluminium [9]	09
Tableau I.2 : Descriptions des outils présentés à la Figure I.8 [37]	21
Tableau I.3 : Synthèse des matériaux utilisés pour les outils FSW [41]	22
Tableau II.4 : Propriétés d'alliage d'aluminium 6061-T6 en fonction de température [114]	58
Tableau II.5 : Propriétés de l'acier AISI A2 [122, 123]	64
Tableau II.6 : Composition de l'alliage 6061-T6 en pourcentage massique [124]	64
Tableau II.7 : Propriétés mécaniques de l'Al- 6061[124]	65
Tableau II.8 : Les paramètres de soudage	68
Tableau IV.1 : Propriétés de résistance à la traction de différentes éprouvettes soudées plus le métal de base	109

Table des matières

Résumé.....	i
Remerciements.....	iv
Liste des figures.....	v
Liste des tableaux.....	viii
Table des matières.....	ix
Notations et symboles	xii

INTRODUCTION GENERALE.....	01
-----------------------------------	-----------

Chapitre I : Analyse bibliographique

I.1	Introduction.....	06
I.2	Aluminium et ses alliages.....	06
I.2.1	Propriétés physiques et chimiques de l'Aluminium	06
I.2.2	Les éléments d'addition dans les alliages d'aluminium	07
I.2.3	Désignation des différents alliages d'Aluminium	08
I.3	Introduction sur le soudage par friction malaxage (FSW)	09
I.3.1	Description du procédé	10
I.3.2	Principe	10
I.3.3	Applications du FSW	12
I.3.4	Configurations de soudage	12
I.3.5	Étude préliminaire de la cinématique de l'opération de soudage FSW	13
I.3.6	Paramètres opératoires du procédé	14
I.3.6.1	Paramètres géométriques de l'outil	15
I.3.6.1.1	Géométrie de l'épaulement	17
I.3.6.1.2	Géométrie du pion	19
I.3.6.1.3	Les matériaux utilisés pour les outil FSW	22
I.3.6.2	Paramètres de soudage	23
I.3.6.2.1	Vitesse de rotation et vitesse d'avance	23
I.3.6.3	Le contrôle de l'outil en position et en effort	27
I.3.6.3.1	Le contrôle de l'outil en position	27
I.3.6.3.2	Le contrôle de l'outil en effort	27
I.3.6.4	Angle d'inclinaison de l'outil	29
I.3.6.5	Côté avance et côté recul	30
I.3.7	Phénomènes physiques observés dans le procédé	31
I.3.7.1	Mécanique	31
I.3.7.2	Thermique	31
I.3.7.3	Métallurgie	32
I.3.8	Structure générale des assemblages obtenus par FSW : la microstructure	33
I.3.9	Les phases de soudage et cycles thermiques	34
I.3.10	Analyse des contraintes résiduelles pour alliage Aluminium 6061-T6	38
I.3.11	Écoulement du matériau	39
I.3.11.1	Approche expérimentale	39
I.3.11.2	Approche numérique	40
I.3.12	Les défauts de soudage	43

I.4	Modélisation du procédé FSW	44
I.4.1	Modélisation thermique	44
I.4.1.1	Flux de chaleur	45
I.4.1.2	Interaction outil-pièce	45
I.4.1.3	Déformation plastique du matériau	45
I.4.1.4	Echanges thermiques	46
I.4.2	Modélisation mécanique	46
I.4.3	Modélisation thermomécanique.....	47
I.5	Avantages et inconvénients	49
I.6	Conclusion	50

Chapitre II : Matériaux, Expérimentale et Modélisation

II.1.	Introduction	52
II.2.	Modèle thermomécanique de FSW	52
II.2.1.	Aperçu de la méthodologie	52
II.2.2.	Développement du modèle de soudage FSW pour l'alliage 6061 T6.....	54
II.2.2.1.	Modèle thermique.....	55
II.2.2.2.	Hypothèses	55
II.2.2.3.	Géométrie	55
II.2.2.4.	Éléments utilisés	56
II.2.2.5.	Développement du maillage	56
II.2.2.6.	Propriétés du matériau	58
II.2.2.7.	Conditions aux limites	58
II.2.2.8.	Entrée de flux thermique	60
II.2.2.9.	Modèle mécanique	61
II.2.2.10.	Éléments utilisés et développement du maillage.....	61
II.2.2.11.	Modèle de plasticité	62
II.2.2.12.	Conditions aux limites	62
II.2.3.	Simulation	63
II.3.	Procédure expérimentale	64
II.3.1.	Moyens de soudage	64
II.3.2.	Moyens de soudage	65
II.3.2.1.	Machine de soudage.....	65
II.3.2.2.	Outil de soudage	66
II.3.2.3.	système de bridage	67
II.3.2.4.	Description du protocole de soudage	68
II.3.3.	Mesures de températures au cours de soudage.....	69
II.3.4.	Caractérisation mécanique	70
II.3.4.1.	Micro dureté	70
II.3.4.2.	Essai de traction	71
II.4.	Conclusion	73

Chapitre III : Simulation numérique du FSW

III.1.	Introduction	75
III.2.	Les forces de réactions	75
III.3.	Les contraintes principales	80
III.4.	Contraintes résiduelles	82
III.5.	Distribution de la température	85
III.5.1	Distribution de la température Par rapport au joint de soudage	85

III.5.2	Distribution de la température en fonction de la vitesse de rotation	87
III.5.3	Distribution de la température en fonction de la vitesse d'avance	88
III.6.	Analyse de la distribution des contraintes de Von Mises dans le cordon de soudage ...	93
III.7.	La déformation plastique	99
III.8.	Conclusion	103

Chapitre IV : Résultats et Validation

IV.1.	Introduction	105
IV.2.	Inspection visuelle	105
IV.3.	Caractérisation mécanique.....	108
IV.3.1.	Traction	108
IV.3.2.	Microdureté	110
IV.4.	Influence des paramètres du soudage sur la distribution de la chaleur	111
IV.5.	Validation du modèle numérique	114
IV.6.	Conclusion	115
CONCLUSION GENERALE.....		117
REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES.....		119

Notations et symboles

TWI : The Welding Institut

FSW : Friction Stir Welding

AA : Alliage Aluminium

Al : Aluminium

Mg : Magnésium

Si : Silicium

T : temps

Fz : effort axial

SFM : Soudage par Friction Malaxage

ZAT : Zone Affectée Thermiquement

ZATM : Zone Affectée Thermo-mécaniquement

MPa : Méga Pascal

k : le rapport des vitesses

N : la vitesse de rotation

V_a: est la vitesse d'avance

EF : Élément Fini

W : Watt

m : mètre

K: Kelvin

INTRODUCTION GENERALE

Dans un processus de conception, de fabrication ou de soudage, les concepteurs doivent garantir la sécurité du produit pour qu'il puisse endurer toutes les sollicitations dans son cycle de vie sans que son intégrité soit menacée. Parmi les notions de base qui interviennent dans le processus de fabrication ou de soudage d'un produit, on trouve le choix du matériau et ses propriétés mécaniques.

L'aluminium comme les autres métaux techniquement purs a de faibles propriétés mécaniques. C'est la raison pour laquelle, dès la fin du siècle dernier, les métallurgistes ont cherché à améliorer plusieurs de ses propriétés en y ajoutant d'autres métaux. En fait, on peut considérer que la métallurgie de l'aluminium ne débute réellement qu'avec la découverte du durcissement structural des alliages d'aluminium au cuivre. Ces matériaux en général et les métaux en particulier prennent une place importante dans tout développement industriel ou progrès technologique. Parmi ces alliages d'aluminium on trouve la série 6xxx qui occupe une place très importante dans le domaine aéronautique et de transport. Ils possèdent une faible masse volumique qui constitue un atout pour la réduction de masse des avions. En outre, ils présentent de hautes caractéristiques mécaniques ce qui permet leur utilisation en tant que matériaux de structure. Dans le domaine spatial et aéronautique, l'utilisation des alliages d'aluminium à durcissement structural tel que la série 6xxx représente un atout majeur mais la difficulté de les assembler par les techniques de soudage en phase liquide reste un problème crucial. Il convient de ne pas se passer du soudage vu qu'il évite le recouvrement entre les pièces et l'utilisation des éléments de fixation qui augmentent le poids des structures. Ce problème a poussé les chercheurs à remplacer les types de soudages existants par un nouveau procédé appelé soudage par friction malaxage (*en Anglais Friction Stir Welding, FSW*).

Le soudage par friction malaxage (FSW) est une nouvelle méthode de soudage à l'état solide, créée et brevetée par « The Welding Institute » (TWI) en 1991. Les premières applications de ce procédé ont été faites dans des fabrications en aluminium. La qualité de la soudure est excellente et sans porosités générées lors du soudage traditionnel. Les propriétés mécaniques sont au moins aussi bonnes que celles optimales obtenues par les autres types de soudage. Le procédé est écologique, car il ne dégage aucune fumée ni éclaboussure et il n'y a pas d'éblouissement d'arc ni de rayon laser réfléchi. Un autre avantage majeur réside dans le fait que, en évitant la création d'un pool fondu qui se rétracte de manière significative lors de la resolidification, la distorsion après le soudage et les contraintes résiduelles sont faibles. En ce qui concerne l'assemblage des joints, le processus peut permettre d'écarter jusqu'à 10% de l'épaisseur du

matériau sans nuire à la qualité de la soudure obtenue. Or, la modélisation et la simulation numérique de ce procédé reste un défi pour les chercheurs à l'heure actuelle, à cause des difficultés rencontrées lors de la modélisation. Ces difficultés résident dans les grandes déformations, le type de contact et le frottement.

La simulation du processus FSW est un problème complexe qui implique des couplages physiques entre mécanique, transfert de chaleur, très grandes déformations et vitesses de contrainte dans la zone d'agitation autour de l'outil. La simulation numérique des processus FSW permet d'estimer différents paramètres de processus géométrie, vitesse d'outils, etc. La simulation n'est cependant pas une tâche facile, car elle implique l'interaction des phénomènes thermiques et mécaniques. Quelques techniques de modélisation numérique établies ont été développées et peuvent expliquer et prédire des caractéristiques importantes de la physique des processus impliqué dans le FSW. Les modèles couvrent un large éventail de complexité, du simple modèle de transfert de chaleur par conduction aux modèles d'écoulement des métaux (couplage des modèles) dans lesquels le flux viscoplastique et le transfert de chaleur sont modélisés pour la prévision de la distribution de la température et des contraintes résiduelles.

L'objectif principal de ce travail est une contribution à la modélisation numérique du comportement thermomécanique du procédé de soudage FSW pour l'alliage d'aluminium 6061.

Cette thèse est basée sur des travaux de recherche trouvés dans la littérature en tenant compte de la synergie thermomécanique pouvant prédire les contraintes résiduelles et la température de soudage durant et après la phase de soudage.

Le premier chapitre de ce manuscrit est une synthèse bibliographique portant sur les différentes études théoriques et expérimentales développées pour la compréhension des phénomènes physiques qui accompagnent le soudage par friction et malaxage. Les interactions entre les paramètres de soudage, les géométries des outils et la qualité de la soudure sont discutées.

Dans le deuxième chapitre c'est la méthodologie adoptée pour les essais expérimentaux et pour la modélisation numérique suivie lors de cette thèse qui étudie le comportement thermique expérimentalement, et le comportement thermomécanique numériquement des joints soudés par FSW en alliage d'aluminium.

Le modèle numérique proposé pour la simulation du procédé FSW présenté dans le troisième chapitre. Le modèle prend en considération la synergie thermomécanique afin de

prédire la température et les contraintes résiduelles avec un même programme. Dans cette partie on présente plus particulièrement les résultats de la simulation numérique des forces de réactions, les contraintes résiduelles, les températures générées, les contraintes de Von Mises et les déformations plastiques. Chaque grandeur mécanique trouvée est discutée.

Le quatrième et dernier chapitre est consacré à l'étude expérimentale du soudage FSW sans pion sur l'alliage 6061-T6 pour différents paramètres. Les résultats expérimentaux obtenus pour la caractérisation mécanique des joints soudés sont jugés la qualité du joint soudé pour chaque paramètre. L'étude paramétrique adoptée afin de comparer les résultats expérimentaux est un élément clé pour maîtriser les paramètres de soudage mis en jeu. Les études réalisées sont :

- L'influence des paramètres de soudages sur les propriétés mécaniques
- L'observation du flux de chaleurs au cours du soudage,
- L'étude du profil de la microdureté après le soudage pour les différents paramètres.

L'analyse des résultats expérimentaux et l'expertise des essais mécaniques nous ont permis de valider le modèle numérique proposé.

CHAPITRE I

Analyse bibliographique

I.1	Introduction.....	06
I.2	Aluminium et ses alliages.....	06
I.2.1	Propriétés physiques et chimiques de l'Aluminium	06
I.2.2	Les éléments d'addition dans les alliages d'aluminium	07
I.2.3	Désignation des différents alliages d'Aluminium	08
I.3	Introduction sur le soudage par friction malaxage (FSW)	09
I.3.1	Description du procédé	10
I.3.2	Principe	10
I.3.3	Applications du FSW	12
I.3.4	Configurations de soudage	12
I.3.5	Étude préliminaire de la cinématique de l'opération de soudage FSW	13
I.3.6	Paramètres opératoires du procédé	14
I.3.6.1	Paramètres géométriques de l'outil	15
I.3.6.1.1	Géométrie de l'épaulement	17
I.3.6.1.2	Géométrie du pion	19
I.3.6.1.3	Les matériaux utilisés pour les outil FSW	22
I.3.6.2	Paramètres de soudage	23
I.3.6.2.1	Vitesse de rotation et vitesse d'avance	23
I.3.6.3	Le contrôle de l'outil en position et en effort	27
I.3.6.3.1	Le contrôle de l'outil en position	27
I.3.6.3.2	Le contrôle de l'outil en effort	27
I.3.6.4	Angle d'inclinaison de l'outil	29
I.3.6.5	Côté avance et côté recul	30
I.3.7	Phénomènes physiques observés dans le procédé	31
I.3.7.1	Mécanique	31
I.3.7.2	Thermique	31
I.3.7.3	Métallurgie	32
I.3.8	Structure générale des assemblages obtenus par FSW : la microstructure	33
I.3.9	Les phases de soudage et cycles thermiques	34
I.3.10	Analyse des contraintes résiduelles pour alliage Aluminium 6061-T6	38
I.3.11	Écoulement du matériau	39
I.3.11.1	Approche expérimentale	39
I.3.11.2	Approche numérique	40
I.3.12	Les défauts de soudage	43
I.4	Modélisation du procédé FSW	44
I.4.1	Modélisation thermique	44
I.4.1.1	Flux de chaleur	45
I.4.1.2	Interaction outil-pièce	45
I.4.1.3	Déformation plastique du matériau	45
I.4.1.4	Echanges thermiques	46

I.4.2	Modélisation mécanique	46
I.4.3	Modélisation thermomécanique.....	47
I.5	Avantages et inconvénients	49
I.6	Conclusion	50

I.1. Introduction

Dans ce chapitre, une description plus ou moins détaillée sur le procédé récent de soudage par friction et malaxage (FSW) a été donnée, considéré en tant que nouvelle technique du 21^{ème} siècle, qui permet de souder des alliages difficilement soudable par des procédés de soudages classiques. Les différents paramètres, mis en jeu dans le procédé FSW, sont rappelés dans ce chapitre. Nous présentons également quelques travaux de recherche réalisés pour la détermination des géométries de l'outil, des paramètres de soudage telles que les vitesses d'avance et de rotation ainsi que la détermination du flux de chaleur et contraintes résiduelles expérimentalement.

I.2. Aluminium et ses alliages

L'aluminium est un matériau qui a connu beaucoup de changements ces dernières années. En effet, l'essor et le développement de la recherche a fait apparaître de nouveaux alliages d'aluminium adaptés à de très nombreuses applications spéciales. C'est la raison pour laquelle ce métal léger trouve son application dans des domaines où il semblait encore inadapté, il y a quelques années.

L'aluminium et ses alliages sont présents sous les formes les plus variées, pratiquement sur tous les marchés ou domaines d'application.

L'aluminium non allié (pur) possède des propriétés mécaniques très réduites, et insuffisantes pour son utilisation dans bon nombre d'applications structurales.

Depuis longtemps, les métallurgistes ont montré qu'en ajoutant certains éléments à l'aluminium, ses propriétés changent et que certaines additions ont l'intérêt d'augmenter par différents processus leurs propriétés mécaniques, électriques et thermodynamiques.

On peut considérer qu'aujourd'hui, les chercheurs disposent d'éléments suffisants pour obtenir une microstructure optimale répondant à des exigences précises. Cela dépend essentiellement de l'addition dans la matrice d'aluminium.

I.2.1. Propriétés physiques et chimiques de l'Aluminium

Les alliages d'aluminium ont pris, au cours des 60 dernières années, une place importante dans beaucoup de domaines et occupent la deuxième place parmi les métaux utilisés, après les matériaux en acier et en Titan. C'est dans le domaine de transport que se situe leur principale application, suivis de ceux du bâtiment et de la construction de machines.

Depuis de nombreuses années également, l'aluminium est un matériau attrayant pour l'industrie de l'emballage.

L'essor économique et technique de l'aluminium est dû à une combinaison intéressante de propriétés, dont :

- La faible densité.
- Les conductibilités thermique et électrique élevées.
- La grande ductilité même à basses températures.
- La stabilité chimique.
- La conformité avec les prescriptions d'hygiène.

Souvent aussi, on choisit l'aluminium en raison d'autres propriétés, comme l'absence d'étincelles, la neutralité magnétique ou l'incombustibilité. On distingue entre l'aluminium de grande pureté, l'aluminium pur et les alliages d'aluminium à base de manganèse, de silicium, de cuivre ou de zinc, dont la principale fonction est d'augmenter la résistance mécanique.

L'augmentation de la résistance mécanique ne s'obtient pas seulement par solidification de cristaux mixtes, mais également par écrouissage ou par durcissement structural.

On note la densité nettement plus faible, le point de fusion très bas, mais également la chaleur de fusion élevée et le point de fusion très élevée de l'oxyde d'aluminium. L'aluminium ne présente pas de couleur incandescente au point de fusion.

À température ambiante, les cristaux d'aluminium sont à mailles cubiques à faces centrées et ne sont pas sujet à transformation, si bien que l'aluminium ne peut pas développer de structure de trempe comme la martensite. Une fragilisation à froid ne se produit pas sur l'aluminium.

1.2.2. Les éléments d'addition dans les alliages d'aluminium

Les éléments d'addition et, en particulier, les éléments de transition, jouent un rôle très important dans la métallurgie de l'aluminium [3].

La teneur des éléments d'addition est limitée par le facteur de solubilité. Les éléments d'addition les plus répandus dans les alliages d'aluminium sont le cuivre, le magnésium, le manganèse, le zinc, le fer et le silicium. Ces derniers ont plus ou moins une influence sur les caractéristiques de l'AlMgSi. Ils peuvent en même temps améliorer ou détériorer les propriétés physiques, chimiques et technologiques de l'aluminium pur [4].

Un certain nombre d'éléments d'addition sont rajoutés dans certains alliages pour donner une propriété particulière [5].

Les alliages à base d'aluminium contiennent habituellement une certaine quantité de cuivre, de manganèse. Ces éléments peuvent être aussi ajoutés délibérément pour fournir les propriétés matérielles spéciales. La présence de magnésium améliore la trempabilité du matériau. Le manganèse est habituellement ajouté pour réduire les effets néfastes des impuretés comme le fer. Les éléments d'alliages peuvent entrer partiellement dans la solution solide α et former en partie les particules intermétalliques. La composition des composés intermétalliques dépend du procédé de solidification lors de l'élaboration de l'alliage.

Parmi tous les éléments présents, le fer est probablement le plus important parce qu'il a une affinité avec plusieurs éléments d'addition tel que Mn, Cr et Si. Il peut former ainsi une large gamme de composés intermétalliques lors du procédé de fabrication tels que $\alpha\text{-Al}_{15}(\text{Mn,Fe})_3\text{Si}_2$ et $\beta\text{-Al}_5\text{FeSi}$. Ces composés intermétalliques sont nuisibles aux propriétés mécaniques des alliages lorsque leur taille excède 3 μm [10]. En revanche, ils présentent l'avantage de la résistance au fluage à hautes températures.

Les éléments Mn et Cr se caractérisent par une faible solubilité dans les alliages d'aluminium. L'introduction de Magnésium et de Chrome modifie de façon générale la forme, éventuellement la taille des grains [6], améliore la ductilité et la ténacité. Le Magnésium et le Chrome sont souvent utilisés dans les alliages d'aluminium pour éviter la recristallisation au cours de la mise en solution.

L'addition de Magnésium dans les alliages d'aluminium facilite la précipitation dans les joints de grains, réduit la proportion de Si en solution dans les alliages Al-Mg-Si par la formation des précipités de type AlMnSi et réduit ainsi la précipitation de Si et de Mg_2Si dans les joints de grains [7].

I.2.3. Désignation des différents alliages d'Aluminium

La désignation des alliages d'aluminium s'effectue suivant un système de 4 chiffres [8]. Le premier chiffre de la série indique le principal élément alliant en présence et les chiffres subséquents indiquent la composition, tableau I.1.

Nous désignerons les alliages d'aluminium corroyés suivant les normes de l'association d'aluminium. Ces normes affectent à chaque type d'alliage un nombre de quatre chiffres qui permet de les classer en séries.

Tableau I.1 : Désignation des séries principales des alliages d'Aluminium [9].

Série	Désignation	Élément d'alliage principal	Phase principale présente dans l'alliage
1000	1XXX	99% d'Al au minimum	-
2000	2XXX	Cuivre (Cu).	Al ₂ Cu, Al ₂ Cu/Mg
3000	3XXX	Manganèse (Mn).	Al ₆ Mn
4000	4XXX	Silicium (Si).	-
5000	5XXX	Magnésium (Mg).	Al ₃ Mg ₂
6000	6XXX	Magnésium (Mg) et Silicium (Si)	Mg ₂ Si
7000	7XXX	Zinc (Zn).	MgZn ₂
8000	8XXX	Autres éléments.	-
9000	-	Non utilisé.	-

I.3. Introduction sur le soudage par friction malaxage (FSW)

Depuis sa création au début des années 1990 par Thomas, Nicholas et al. 1991, le soudage par frottement-malaxage est devenu attrayant pour plusieurs entreprises. En conséquence, il a été abondamment étudié dans plusieurs départements de sciences appliquées et d'ingénierie dans les universités du monde entier. Dans les années 1990, le cœur des travaux a porté sur la faisabilité du soudage à l'aide de ce procédé et l'exploration des possibilités de ce dernier : soudage de différentes configurations de joint, soudage de deux alliages différents, soudage de composites à matrice métallique, utilisation de différentes formes d'outils, etc. Ces travaux ont permis de connaître suffisamment le procédé pour qu'il soit utilisé industriellement, surtout pour le soudage des alliages d'aluminium dans les industries navales et ferroviaires.

Ces recherches initiales ont permis de mettre en lumière un aspect fondamental dont il faut tenir compte dans l'étude du FSW. En effet, les corrélations entre paramètres de soudage et propriétés du joint sont difficilement généralisables, puisque cette corrélation passe par un troisième élément, la microstructure résultante du joint. Or la réponse microstructurale d'un matériau soumis au FSW peut varier considérablement d'un alliage à l'autre, et ce même pour des alliages d'une même famille.

De nombreux travaux ont ainsi été réalisés afin d'établir les liens entre les paramètres de soudage et les propriétés du joint. Cette approche permet d'optimiser une configuration géométrie-matériau donnée, mais a peu d'impact sur l'avancement de la connaissance fondamentale de ce procédé. Depuis quelques années toutefois, les phénomènes physiques entrant en jeu lors du FSW sont davantage étudiés. La microstructure des joints est souvent caractérisée et la modélisation numérique est utilisée pour réaliser des calculs qui permettent de mieux comprendre le procédé FSW.

Cette section sera d'abord consacrée à une revue des travaux qui ont été réalisés dans le but d'améliorer la compréhension de l'effet des géométries de l'outil, les paramètres du procédé sur les phénomènes physiques et métallurgiques qui sont engendrés par le soudage. Par la suite, des travaux réalisés pour déterminer le flux de chaleur et les contraintes résiduelles expérimentalement.

I.3.1. Description du procédé

Cette section est consacrée à la description du procédé de soudage par frottement-malaxage, de même que les paramètres de soudage et leurs effets respectifs sur la qualité du soudage seront décrits. Enfin, la modélisation thermomécanique (contraintes résiduelles et la température de soudage).

I.3.2. Principe

Le soudage par frottement-malaxage est réalisé à l'aide d'un outil, figure I.1, dont la forme générale est cylindrique ou conique et dont l'extrémité est prolongée d'un pion (pin). Ce pion a un diamètre inférieur à l'outil et peut prendre une multitude de formes. La face circulaire inférieure de l'outil qui entoure le pion est appelé épaulement. L'outil est mis en rotation par un moteur hydraulique ou électrique. Une translation verticale vers le bas est imposée à l'outil afin d'enfoncer le pion dans l'interface entre les pièces à assembler, jusqu'à ce que l'épaulement entre en contact avec la surface des pièces à assembler. Cette étape porte le nom de phase de plongée (plunge phase). L'outil en rotation est ensuite maintenu en place pendant quelques secondes afin d'augmenter la température du matériau environnant. Cette seconde étape est la phase d'attente (dwell phase). Lorsque le matériau est suffisamment chaud, l'outil est soumis à un mouvement de translation horizontal dans le sens du joint. Il s'agit de la phase d'avance (advancing phase), figure I.2. Le soudage se termine par une remontée de l'outil, laissant un trou résiduel au bout du joint soudé. Pour éviter une telle situation, le soudage peut être effectué sur une distance supplémentaire afin d'éliminer le trou en coupant la portion de l'assemblage

en trop. Au cours du soudage, le pion en profondeur, et l'épaulement en surface exercent une forte pression sur le matériau environnant. Il en résulte une forte force de frottement à l'interface entre ce dernier et l'outil. Cette force de frottement doit être assez importante pour entraîner le matériau autour du pion. L'écoulement de matériau permet d'éliminer l'interface entre les pièces, laquelle devient une soudure continue. L'écoulement est facilité lorsque ce dernier s'échauffe ou la chaleur est créée par le frottement à l'interface entre l'outil et les pièces, de même que par la déformation plastique du matériau. Ainsi, en se déformant plastiquement, le matériau fournit une large portion de la chaleur nécessaire à la réduction de sa contrainte d'écoulement, facilitant ainsi sa déformation plastique subséquente. On parle de couplage thermomécanique.

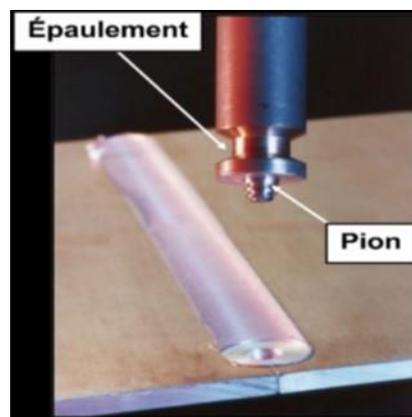


Figure I.1 : Principales composantes de l'outil de soudage et soudure bout à bout entre deux tôles.

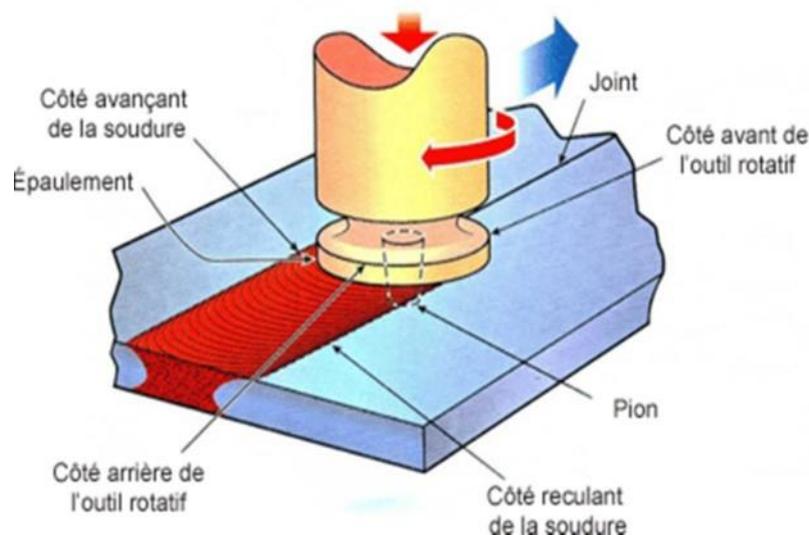


Figure I.2 : Illustration du procédé de FSW [10] et [11].

I.3.3. 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, planché 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) [12].
- ✓ 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 extradors 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 par FSW [13].

I.3.4. Configurations de soudage

Il existe différentes configurations de soudage rencontrées dans l'industrie. Elles sont présentées sur la figure I.3. Certaines sont plus ou moins complexes et nécessitent un bridage adapté pour maintenir les pièces en position et en contact les unes avec les autres. La configuration en bout à bout, figure I.3.1 est celle apportant le gain de poids maximal puisqu'aucun recouvrement de matière n'est présent. Cependant, en fonction des tolérances sur les pièces, les 2 tôles peuvent avoir une légère différence d'épaisseur. Le robot n'est alors pas complètement à plat sur la surface totale des pièces à souder, son axe est légèrement incliné par

rapport à la normale aux surfaces des 2 tôles. Ceci peut engendrer des imprécisions de soudage. La configuration par recouvrement, figure I.3.3 et figure I.3.4 ne présente pas ce genre de défaut mais n'apporte pas autant de gain de poids.

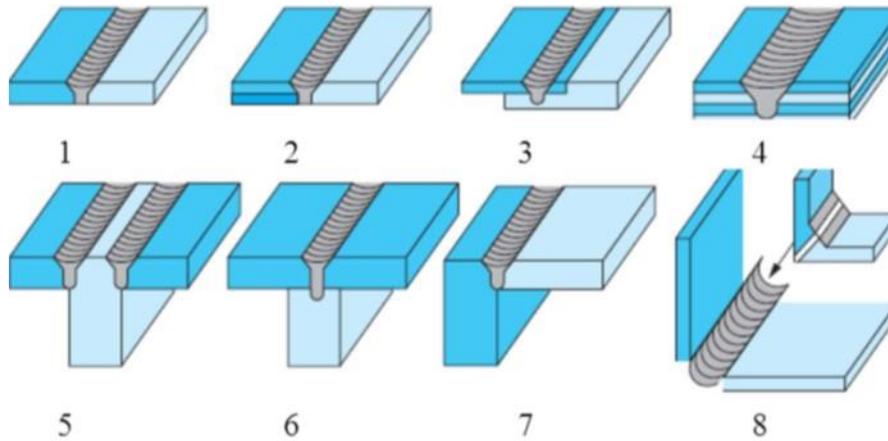


Figure I.3 : Configurations de soudage [14] [15]

I.3.5. Étude préliminaire de la cinématique de l'opération de soudage FSW

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

La vitesse de rotation et la vitesse de soudage représentent les paramètres cinématiques les plus pertinents du procédé, au moins d'un point de vue technologique, figures I.4 et I.5.

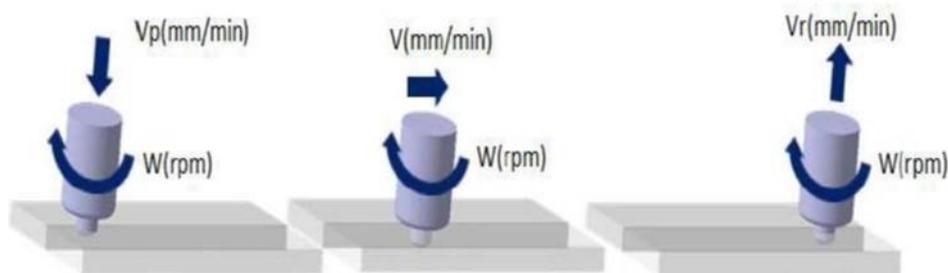


Figure I.4 : Représentation de la cinématique de l'outil FSW dans les différentes phases

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

Dans cette partie, on va décrire la cinématique du procédé dans toutes les phases de soudage. La figure I.5 suivante est une schématisation simplifiée de la chronologie de ces vitesses au cours du soudage.

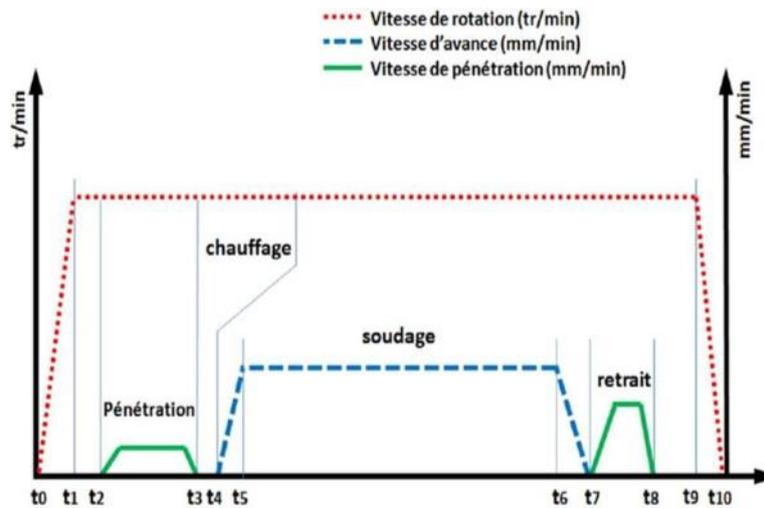


Figure I.5 : Représentation de la cinématique de l'outil FSW

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

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

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

[$t_4 t_7$] est la période de soudage. L'outil en rotation est animé d'une vitesse d'avance selon l'axe x_0 . La vitesse de rotation de l'outil peut être différente de celle utilisée dans la phase de pénétration. Dans cette phase, l'outil peut être pilote en effort ou en position. Dans le cas d'un pilotage en effort, l'effort de forgeage appliqué sur l'outil est maintenu au cours de cette phase. Entre la phase dite de « dwell time » et la phase de soudage, on peut passer par plusieurs phases de transition. Une phase de transition en vitesse de rotation, cette transition est généralement négligée puisque la vitesse de rotation en phase de pénétration peut être égale à celle de la phase de soudage. La deuxième phase de transition est celle de la vitesse d'avance. La troisième transition est le passage de la commande en position z à une commande en effort F_z .

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

I.3.6. Paramètres opératoires du procédé

La qualité d'un joint FSW dépend grandement de l'outil et les paramètres de soudage. La géométrie de l'outil est un facteur déterminant dans la distribution de la chaleur et la quantité du métal entraîné par l'outil. Cependant, la vitesse d'avance, la vitesse de rotation de l'outil, la

distance entre le pion et la racine du joint, la force verticale exercée par l'outil et l'inclinaison de l'épaulement par rapport à la surface du joint sont des paramètres du procédé qui influencent la qualité du joint. Ces paramètres varient en fonction du métal à souder, de la configuration du joint et de la géométrie de l'outil utilisé. Ils sont normalement déterminés expérimentalement et numériquement après le choix de l'outil.

Le choix de l'outil dépend également de la configuration et de la géométrie du joint ; un outil convenable pour un joint bout à bout pourra ne pas l'être pour un joint par recouvrement [16]. Dans le cas des joints soudés par recouvrement, le pion de l'outil doit être conçu pour contrôler l'écoulement du métal à l'interface entre les deux plaques afin d'éviter d'entraîner l'interface entre les deux plaques dans la direction de l'épaulement et la présence des entailles qui peuvent réduire leur résistance en fatigue [17].

I.3.6.1. Paramètres géométriques de l'outil

L'outil FSW a une forme enveloppée relativement simple. Il est schématisé sur la figure I.6. Il a trois fonctions principales [18] :

- **Chauffer les pièces par frottement et par déformation plastique [18,19].**
- **Malaxer les matériaux pour former le joint [18].**
- **Contenir le flux de matière sous l'épaulement et autour du pion [18].**

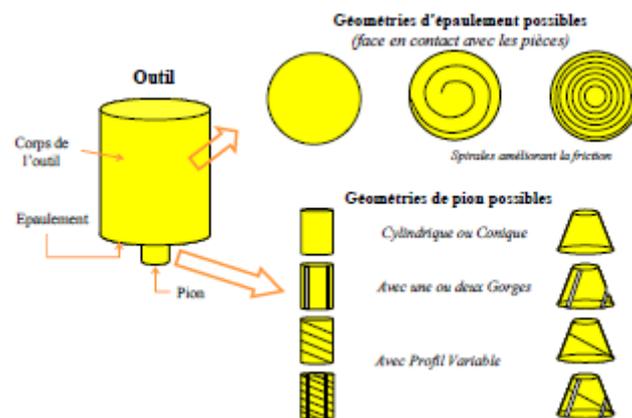


Figure I.6 : Schématisation de l'outil FSW et de quelques géométries de pions et d'épaulements [15].

Le succès du procédé FSW dépend de la conception de l'outil de soudage. L'outil de soudage est composé d'un pion et un épaulement. Plusieurs géométries de broches ont été proposées, par exemple un cylindre fileté, cylindre fileté à côtés aplatis, etc.

La figure I.7 et I.8 montrent une sélection d'outils conçus à TWI [20]. La broche en rotation oblige les matériaux à s'écouler autour de la broche et à se mélanger. L'épaulement applique une pression sur le matériau pour contraindre le matériau plastifié autour de la broche et générer de la chaleur par friction et déformation plastique dans une couche relativement mince sous la surface de l'épaulement. La géométrie de l'outil affecte de manière significative l'apport d'énergie, le motif de déformation, la force de plongée, les microstructures, et les propriétés mécaniques des joints FSW.

Rai et al. [21] examiné de manière critique plusieurs aspects importants des outils FSW, tels que le choix du matériau, la géométrie et la capacité de charge, mécanismes de dégradation des outils et économie des processus. Le procédé FSW pour des ébauches sur mesure d'alliage d'aluminium a été étudié par Buffa et al [22] à travers un modèle FE développé par les auteurs. En particulier le soudage pour des feuilles d'épaisseurs différentes a été étudié. Pour chaque installation, un outil de soudage différent a été conçu, un angle de noix supplémentaire a été envisagé et des simulations numériques ont été effectuées afin de prédire la faisabilité du processus, la forme finale de l'ébauche de soudage est choisie à partir des principales variables de processus. Comme représenté sur la figure I.9, une très large gamme d'épaisseurs différentes peut être soudée avec succès avec une bonne qualité de soudage.

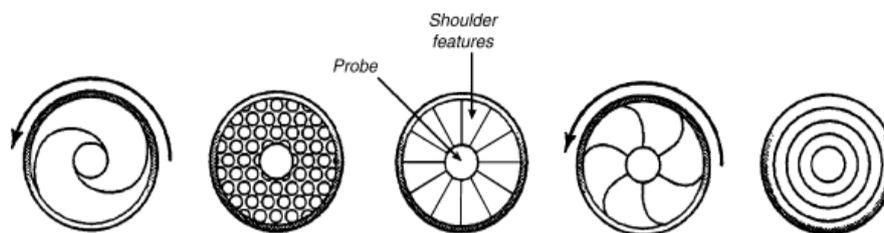
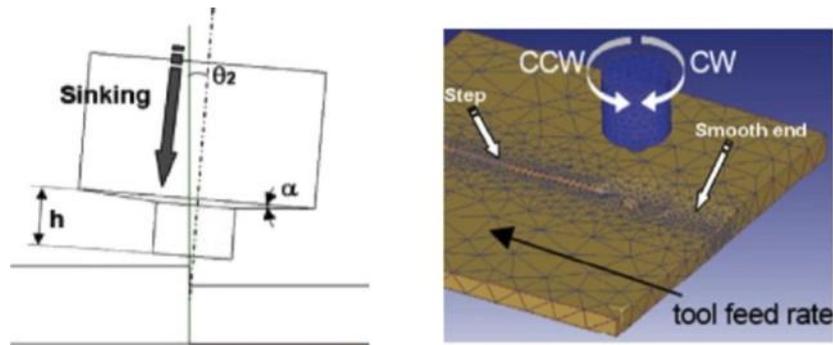


Figure I.7 : Différentes formes d'épaulement disponibles [23]

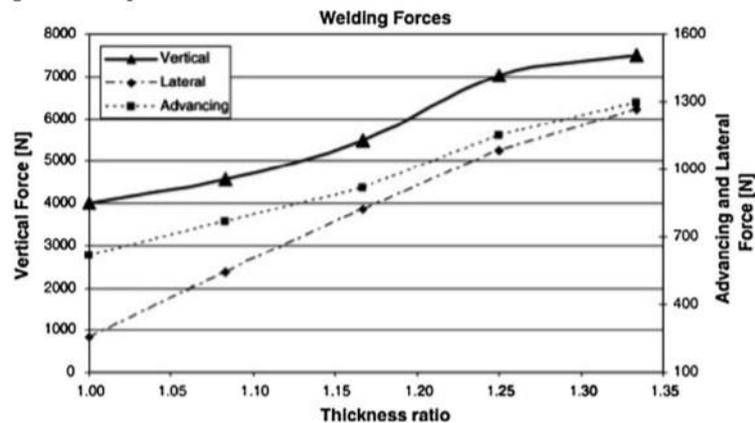
Tool	Cylindrical	Whorl™	MX triflute™	Flared triflute™	A-skew™	Re-stir™
Schematics						
Tool pin shape	Cylindrical with threads	Tapered with threads	Threaded, tapered with three flutes	Tri-flute with flute ends flared out	Inclined cylindrical with threads	Tapered with threads
Ratio of pin volume to cylindrical pin volume	1	0.4	0.3	0.3	1	0.4
Swept volume to pin volume ratio	1.1	1.8	2.6	2.6	Depends on pin angle	1.8
Rotary reversal	No	No	No	No	No	Yes
Application	Butt welding; fails in lap welding	Butt welding with lower welding torque	Butt welding with further lower welding torque	Lap welding with lower thinning of upper plate	Lap welding with lower thinning of upper plate	When minimum asymmetry in weld property is desired

Figure I.8 : Différents types d'outils, leurs caractéristiques et leurs applications [24]



(a) Sketch of the utilized tool and geometrical parameters

(b) The utilized FEM model.



(a) Sketch of the utilized tool and geometrical parameters

(b) The utilized FEM model.

Figure 1.9 : Soudage par FSW pour des feuilles d'épaisseurs différentes [22].

I.3.6.1.1 Géométrie de l'épaulement

Le paramètre géométrique le plus important dans la conception de l'outil FSW est le diamètre de l'épaulement, qui est actuellement conçu par des méthodes d'essai. Les influences du diamètre des épaulements sur les cycles thermiques, les températures de pointe, les besoins en puissance et le couple au cours des processus FSW sont complexes et doivent encore être résolus. Un critère pour la conception d'un diamètre d'épaulement d'outil basé sur le principe de l'utilisation maximale du couple fourni pour la traction a été proposé et testé par Arora et al [25].

Le frottement entre l'épaulement et la pièce génère une grande partie de la chaleur et contrôle le cycle thermique et le fini de surface du joint, ce qui influence directement et indirectement les propriétés du joint soudé. Il est largement rapporté dans la littérature que la rupture, en traction monotone, des joints SFM d'aluminium à durcissement structural prend place dans la ZAT. L'intégrité du joint est influencée par la microstructure et la dureté de la

ZAT qui est gouvernée par le cycle thermique durant le soudage. L'adoucissement de la ZAT est principalement causé par la chaleur générée par le frottement entre l'épaulement de l'outil et la pièce où la température maximale varie entre 360 °C et 370 °C [26]. Lors du soudage, la température maximale se trouve au centre du joint et diminue graduellement en s'éloignant du centre pour atteindre la température ambiante. La présence d'une zone à dureté réduite est pratiquement inévitable et ne dépend pas du diamètre de l'épaulement. L'effet du diamètre se limite à la distance entre le centre du joint et la zone à dureté réduite.

Les dommages sur la surface du joint sont influencés par l'écoulement généré par l'outil et la force exercée par l'épaulement. L'épaulement concave est la forme la plus utilisée. Lors de la pénétration du pion, la cavité de l'épaulement agit comme un réservoir pour contenir le métal déplacé. Le déplacement subséquent de l'outil apporte du nouveau métal dans la cavité de l'épaulement, poussant le métal existant dans le joint. L'efficacité de l'épaulement peut être déterminée par la quantité de bavures, le fini de surface et l'uniformité du joint [27].

D'autres détails comme des cavités (poches), des rainures ou des spirales sont ajoutées à l'épaulement pour augmenter la quantité du métal déplacé par ce dernier [28] et [29]. Les spirales dirigent le métal déplacé de l'extrémité de l'outil vers le centre, ce qui minimise la nécessité d'incliner l'outil par rapport à la surface du joint.

Les diamètres des épaulements optimaux de l'outil calculé à partir de ce principe en utilisant un modèle de transfert de chaleur numérique et un flux de matière a donné la meilleure résistance du métal de soudure lors de tests indépendants et des températures de pointe bien dans la gamme couramment rencontrée. Un diamètre d'épaulement d'outil optimal a été identifié à l'aide d'un Modèle 3D par Mehta et al pour résoudre le transfert de chaleur et flux de matériaux [30]. La capacité prédictive du modèle a été testée en comparant les valeurs calculées de la température de pointe, de la puissance de la broche et du couple requis pour divers diamètres d'épaulement par rapport aux données expérimentales correspondantes. Le changement dans les valeurs de ces variables avec le diamètre des épaulements sont correctement prédites par le modèle. Le modèle était alors utilisé pour identifier le diamètre optimal d'épaulement de l'outil facilitant l'utilisation maximale du couple fourni pour surmonter le collage.

Dans la phase de plongée, plus le rayon de la broche est grand, plus la force et le couple de rotation de l'outil sont élevés et plus la quantité de chaleur générée est grande.

L'effet de la modification des paramètres de géométrie d'outil sur le comportement thermo-mécanique dans le FSW de l'alliage d'aluminium AA5086 a été étudié numériquement et expérimentalement par Jamshidi Aval et al. [31] et [32]. L'outil conique avec un angle d'épaulement de 2° a été trouvé pour produire une plus grande région de déformation ainsi que des propriétés mécaniques plus élevées par rapport à des outils cylindriques utilisés dans cette recherche.

Buffa et al. [33] ont présenté une étude expérimentale et numérique sur le tour de jonction d'ébauches en alliage d'aluminium AA2198-T4. La résistance et les propriétés métallurgiques des joints ont été étudiées en faisant varier la configuration des joints, la géométrie de l'outil et la vitesse de rotation. Il a été constaté que l'utilisation d'outils à broches cylindriques-coniques et le choix correct du positionnement relatif de la feuille augmentaient l'extension et l'intégrité des pépites soudées, améliorant ainsi les performances mécaniques des joints.

Une nouvelle idée a été proposée pour le FSW de la plaque mince en alliage d'aluminium en utilisant un outil rotatif sans broche [34] et [35]. Les expériences ont été réalisées avec des outils à épaulement intérieur-concave, à cannelure concentrique, l'épaulement à cercles-flûte et l'épaulement à trois spirales hélicoïdales, respectivement. La taille du grain dans la zone de soudure atteinte par l'outil avec l'épaulement à trois flûtes en spirale est presque identique alors que les tailles des grains diminuent avec la diminution de la vitesse de soudage. Le déplacement du flux de matière dans la zone touchée par l'outil avec l'épaulement à trois spirales est beaucoup plus grand que pour les outils avec un épaulement de flûte intérieure concave ou un épaulement de flûte en cercles concentriques.

I.3.6.1.2 Géométrie du pion

Le pourcentage de la chaleur générée par le pion augmente avec l'augmentation de l'épaisseur du joint. Cependant, le rôle principal du pion est d'assurer le mélange en profondeur du métal provenant des régions adjacentes au joint dans les deux pièces à souder.

La distance entre le bout du pion et l'endos du joint est un paramètre très important. La longueur du pion doit être déterminée en fonction des paramètres de soudage. Il faut éviter tout contact entre le pion et la plaque de support, mais un dégagement trop large risque de causer un manque de liaison à la racine du joint.

Durant le soudage, le profil de l'outil est le paramètre principal qui influence le taux de mélange, la recombinaison du métal plastifié et le taux du métal déplacé. Une étude faite par Elangovan et Balasubramanian [36] montre que le volume du métal plastifié déplacé de l'avant à l'arrière de l'outil est égal à respectivement 1 ; 1,09 ; 1,01 ; 1,56 : et 2,3 fois le volume d'un pion cylindrique, conique, cylindrique fileté, rectangulaire et triangulaire.

Zhao, Lin et al. [37] ont étudié l'effet de la géométrie du pion sur la résistance en traction d'un alliage d'aluminium 2014 de 8 mm d'épaisseur en utilisant les outils présentés à la figure I.8 et décrit par le tableau I.2. Les essais de traction montrent que le pion conique fileté correspond à la meilleure performance, 344 MPa, 75 % de la résistance du métal de base. L'étude micrographique montre que les joints soudés par le pion conique fileté présentent le gradient de déformation entre le joint et la zone affectée thermo-mécaniquement (ZATM) le moins élevé comparativement aux soudures réalisées par les autres outils. Les outils non filetés exercent peu d'influence sur l'écoulement du métal à l'extérieur de la région directement balayée par le pion, ce qui augmente le gradient de déformation entre le joint et la ZATM. Ainsi, l'utilisation d'outils filetés est bénéfique pour réduire le gradient de vitesse, réduisant ainsi l'hétérogénéité de la microstructure localisée entre le joint et la ZATM [37].

Dans les études effectuées par Elangovan et Balasubramanian [36] et Zhao, Lin et al. [37] le diamètre du pion est équivalent à l'épaisseur des plaques soudées tandis que le diamètre de l'épaulement est de trois fois l'épaisseur. Après une revue de la littérature, Zhang, Cao et al. [38] ont établi une relation entre l'épaisseur du joint, le diamètre de l'épaulement et le diamètre du pion. Le résultat est une équation linéaire où le diamètre de l'épaulement égal 2,2 fois l'épaisseur + 7,3 mm et le diamètre du pion égal 0,8 fois l'épaisseur + 2,2 mm [38].

Différentes configurations de pions filetés ont été étudiées par Hattingh, Blignault et al [39]. L'étude a consisté à varier la géométrie du pion et à mesurer la température de l'outil et la force latérale exercée par la machine pour maintenir une vitesse d'avance déterminée. Les essais ont été effectués sur différents types d'outils filetés en modifiant le nombre de goujures, la profondeur des goujures, la conicité, le diamètre, et le nombre de filets. Les essais de traction de joints soudés en AA5083 de 6 mm d'épaisseur montrent que la résistance en traction varie entre 337 MPa, soit 97 % de la résistance du métal de base et 10 MPa.

Le pion de l'outil contrôle l'écoulement de la partie inférieure du joint. Toutes les recherches menées sur l'influence de la géométrie du pion convergent vers l'importance

d'augmenter la quantité du métal remué par le pion, de réduire les gradients de déformation entre le noyau et la ZATM et de disperser le plus de particules d'oxyde possible. Cependant, un pion fileté semble être l'option qui répond le mieux à tous les besoins. Les pions triangulaires ou carrés permettent de déplacer une grande quantité de métal de l'avant vers l'arrière de l'outil, mais ils augmentent les gradients de déformation entre le noyau et la ZATM. De plus, durant le déplacement latéral de l'outil, la charge appliquée sur un pion cylindrique demeure constante, tandis que celle appliquée sur un pion triangulaire ou rectangulaire est cyclique. Ainsi, il est possible qu'un pion cylindrique montre plus de durabilité qu'un pion triangulaire ou rectangulaire.

Le rapport de génération de chaleur à partir de la déformation plastique à la dissipation par friction dans la tige filetée conique est 44% de plus qu'avec une tige cylindrique de même diamètre de l'épaulement.

Des analyses expérimentales et numériques ont été effectuées sur un alliage mince. En utilisant les outils "à pion" et "sans pion" [40]. L'effet des différentes configurations et tailles d'outil et les paramètres de soudage sur les propriétés mécaniques des joints ont été analysés en détail. Les résultats ont montré que la configuration de l'outil avec un diamètre d'épaulement de 8 mm donne des valeurs de la résistance et de la ductilité supérieures à celles fournies par l'outil 'sans pion'. Un effet bénéfique fort est obtenu par augmenter le diamètre de l'épaulement de 8 à 19 mm en utilisant la configuration 'sans pion', tandis que l'outil à goupille du FSW est gravement affecté par les conditions de soudage.

Tableau I.2 : Descriptions des outils présentés à la figure I.8 [37]

No	Description du pion	Grand diamètre du pion	Petit diamètre du pion	Pas du filetage
1	Conique fileté	8 mm	6 mm	1 mm
2	Cylindrique	8 mm	8 mm	-
3	Cylindrique fileté	8 mm	8 mm	1 mm
4	Conique	8 mm	6 mm	-



Figure I.10 : Configurations d'outils utilisés pour déterminer l'effet de la géométrie du pion sur la résistance en traction des joints FSW [37].

I.3.6.1.3 Les matériaux utilisés pour les outils FSW

En FSW conventionnel, l'outil est considéré comme non consommable. Néanmoins, les conditions extrêmes de soudage diminuent sa durée de vie et peuvent rapidement l'endommager.

Le matériau de l'outil FSW doit assurer sa résistance aux contraintes exercées par la matière. La partie active de l'outil se dégrade sous l'effet des efforts engendrés lors de l'interaction outil/matière tribologie et les conditions thermiques extrêmes. Pour chaque phase de soudage, l'outil est sollicité à des efforts différents et qui varient selon les conditions opératoires.

En phase de pénétration, le pion subit un effort de forgeage important. De même lors de la phase de soudage, l'effort de cisaillement appliqué par la matière au niveau de l'épaulement peut provoquer la rupture du pion.

L'outil doit assurer à la fois le malaxage et le frottement avec la matière à souder. Ces fonctions dégradent rapidement l'outil, l'alternance du contact outil/matière glissement/adhérence mène à l'usure des formes usinées sur le pion et ou l'épaulement.

Les matériaux des outils FSW ont été développés pour répondre aux besoins de soudage de différents types d'alliages.

En raison des différentes nuances et épaisseurs des structures soudées en FSW, l'outil doit présenter pour chaque application une bonne dureté à haute température.

Le tableau I.3 présente une synthèse des matériaux d'outil existants utilisés en FSW

Tableau I.3 : Synthèse des matériaux utilisés pour les outils FSW [41].

Alliage	Épaisseur	Matériau Outil
Alliages d'aluminium	< 12 mm	Acier à outil, WC-Co
	< 26 mm	MP159
Alliage de Magnésium	< 6 mm	Acier à outil, WC
Cuivre et ses alliages	< 50 mm	Alliage de nickel, PCBN*, alliage de tungstène
	< 11 mm	Acier à outil
Alliage de titane	< 6 mm	Alliage de tungstène
Acier Inoxydable	< 6 mm	PCBN*, alliage de tungstène
Acier faiblement allié	< 10 mm	WC, PCBN*
Alliage de Nickel	< 6 mm	PCBN*, alliage de tungstène

I.3.6.2. Paramètres de soudage

Le soudage par frottement-malaxage est réalisé en imposant une vitesse de rotation à l'outil, une vitesse d'avance dans la direction du soudage ainsi qu'un angle d'inclinaison de l'axe de rotation de l'outil par rapport à la direction normale à la plaque soudée. La force verticale appliquée est un autre paramètre important si le soudage est réalisé en contrôle de charge. L'influence de ces paramètres sur les propriétés du joint obtenu est très grande. En effet, ce sont les variables qui définissent la quantité de chaleur fournie au matériau, le degré de malaxage et la géométrie de l'écoulement. Ces conditions thermomécaniques ont des répercussions sur le fini du joint et sur sa microstructure, et conséquence sur les propriétés mécaniques du joint.

I.3.6.2.1 Vitesse de rotation et vitesse d'avance

De nombreuses études portent sur l'optimisation du procédé via une analyse paramétrique où l'effet de chacune des variables énumérées est analysé. Par exemple, Yan et al [42] montrent que la vitesse d'avance a une influence plus importante sur la microstructure du joint que la vitesse de rotation. Toutefois, seule une variation de la vitesse d'avance peut modifier le profil de dureté dans la zone affectée thermiquement (ZAT). Cette dernière, pour une plus grande vitesse, donc un temps de passage plus court, est moins étendue et la dureté y est plus grande. Cette observation est confirmée par d'autres auteurs ; Reynolds, Tang et al. [43] constatent que la vitesse d'avance est le principal facteur qui influence les vitesses de chauffage et de refroidissement. Le matériau est affecté thermiquement pendant une période plus courte lorsque la vitesse d'avance, V_a , augmente.

Il est toutefois difficile d'isoler l'effet d'une seule de ces variables puisque c'est la combinaison de leurs effets respectifs qui est importante. En effet, les variables fondamentales que sont la création de chaleur, reliée au nombre de tour par unité de longueur, et la conduction de la chaleur, associée au temps nécessaire à l'outil pour parcourir la même unité de longueur sont plus représentatives. En ce sens, plusieurs auteurs considèrent le rapport des vitesses k (welding pitch) comme un paramètre expérimental. Ce rapport, qui correspond à la distance parcourue en une révolution de l'outil (mm/révolution), est défini par :

$$k = \frac{V_a}{\omega} \quad \text{I.1}$$

Où (ω) la vitesse de rotation et (V_a) la vitesse d'avance. Par exemple, Dubourg et al [44] ont optimisé le soudage de tôles d'aluminium et concluent que le coefficient optimal des vitesses se situe entre deux limites bien définies. Selon Dong et al. [45], le ratio des vitesses est

le paramètre responsable de l'emplacement d'une couche limite où a lieu le cisaillement maximal, ce qui définit la taille du noyau.

Une combinaison donnée de paramètres mène à un joint qui peut être qualifié de «froid» ou de «chaud» selon l'apport de chaleur fourni. Un joint froid montre habituellement un fini de surface de bonne qualité mais peut souffrir d'un manque de pénétration, menant à une cavité sous le noyau, ou encore de la présence de défauts internes. À l'opposé, un joint chaud est caractérisé par une pénétration suffisante malgré la présence marquée de bavures et de déchirement superficiel.

L'apport de chaleur ne dépend pas uniquement de la distance parcourue par tour, elle dépend également de la puissance de soudage.

Une vitesse d'avance trop élevée mène à la formation de cavités communément appelées tunnels ou « wormholes » à la racine du joint, figure I.11. Le rapport d'avance défini par le coefficient entre la vitesse d'avance et la vitesse de rotation est le paramètre principal qui contrôle la présence et la taille des cavités. Plus le rapport est élevé, plus la formation des cavités est favorisée [46].

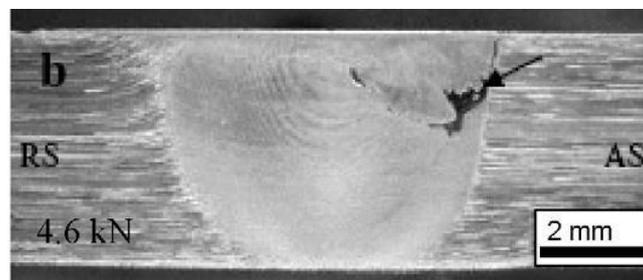


Figure I.11: Micrographie montrant la présence d'une cavité dans un joint en AA7020-T6 de 4,4 mm d'épaisseur à 1400 rpm et une vitesse d'avance de 80 mm/min (pion conique dont le diamètre varie entre 6 et 4 mm) [46].

Pour une vitesse d'avance donnée, la résistance en traction et la ductilité augmentent avec l'augmentation de la vitesse de rotation. La résistance en traction atteint une valeur maximale et diminue ensuite lorsque la vitesse de rotation devient très élevée, figure I.12. Une vitesse de rotation excessive cause l'augmentation de la température du joint et la formation de défauts internes (cavités) [36].

Le rapport d'avance affecte aussi les propriétés mécaniques des joints SFM exempts de cavités. À vitesse de rotation constante, la limite d'élasticité augmente rapidement avec l'augmentation de la vitesse d'avance pour atteindre une valeur maximale et ensuite diminuer avec l'augmentation supplémentaire de la vitesse d'avance. Cavaliere, Squillace et al. [47], rapportent que la limite d'élasticité d'un joint SFM en AA6082 atteint un maximum de 185 MPa lorsque la vitesse de rotation est de 1600 rpm et la vitesse d'avance est de 115 mm/min, figure I.13. Ils attribuent ce comportement au phénomène de durcissement qui se produit à certaines vitesses d'avance. Les essais de fatigue présentés par la même étude montrent que les niveaux de contrainte correspondant à $N = 2 \times 10^6$ cycles suivent la même tendance que les essais de traction. Ainsi, la vitesse d'avance de 115 mm/min est la plus appropriée à employer avec la vitesse de rotation de 1600 rpm et la géométrie de l'outil utilisé.

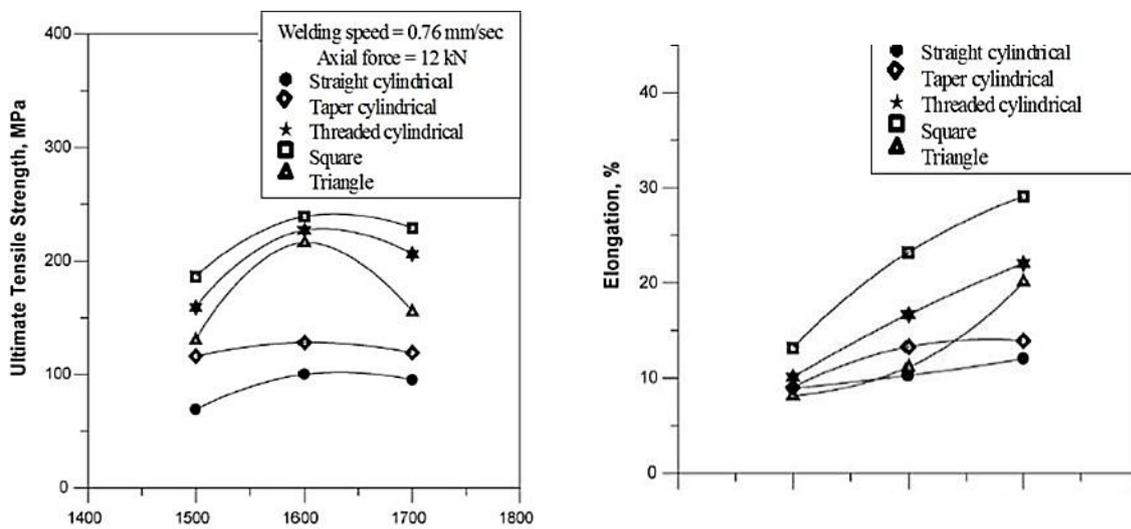


Figure I.12 : Résistance en traction (a) et allongement à la rupture (b) d'un joint SFM en AA2219 de 6 mm d'épaisseur en fonction de la vitesse de rotation (vitesse d'avance constante de 0,76 mm/s) [36].

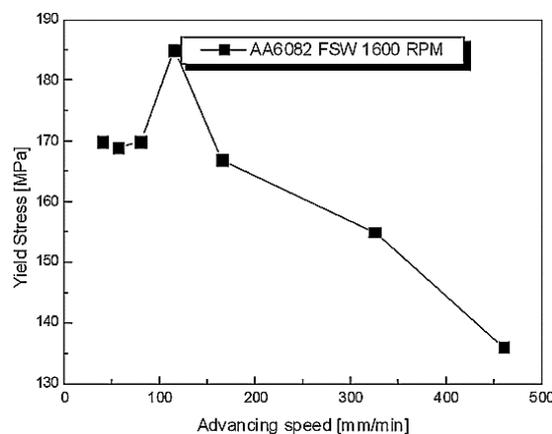


Figure I.13 : Variation de la limite d'élasticité d'un joint en AA6082-T6 de 6 mm d'épaisseur

Une analyse thermomécanique 3D entièrement couplée à la FE a été réalisée dans le cadre d'une étude sur l'effet de géométrie et vitesse d'avancement sur le FSW en alliage d'aluminium AA7075 [48]. Un raffinement significatif de la taille du grain a été observée lorsque la vitesse d'avancement a été augmentée de 50 mm/min à 100 mm/min et que l'augmentation de l'angle des broches élargit à la fois la zone affectée par la chaleur et la résistance mécanique une pépite de soudure plus grosse. Les résultats permettent d'optimiser la géométrie de l'outil et la vitesse à choisir de manière à améliorer l'intégrité des pépites des alliages d'aluminium. La figure I.14 montre l'effet de la vitesse de rotation de l'outil sur les distributions de température, de déformation et de vitesse de déformation. Un modèle 3D FE du processus FSW a été créé pour étudier l'effet des variations des paramètres de processus sur les caractéristiques mécaniques dans les processus FSW [49]. Les comparaisons des résultats numériques et expérimentaux ont montré que la déformation plastique équivalente peut être approximativement corrélée à l'évolution de la microstructure. Cela a été trouvé à la fois du modèle numérique et des expériences que la qualité du FSW peut être améliorée lorsque la vitesse angulaire de la broche augmente ou que la vitesse de soudage diminue. Avec l'augmentation de la vitesse angulaire de la broche, la contrainte plastique équivalente est augmentée. La contrainte plastique équivalente est réduite avec l'augmentation de la vitesse de translation de la broche.

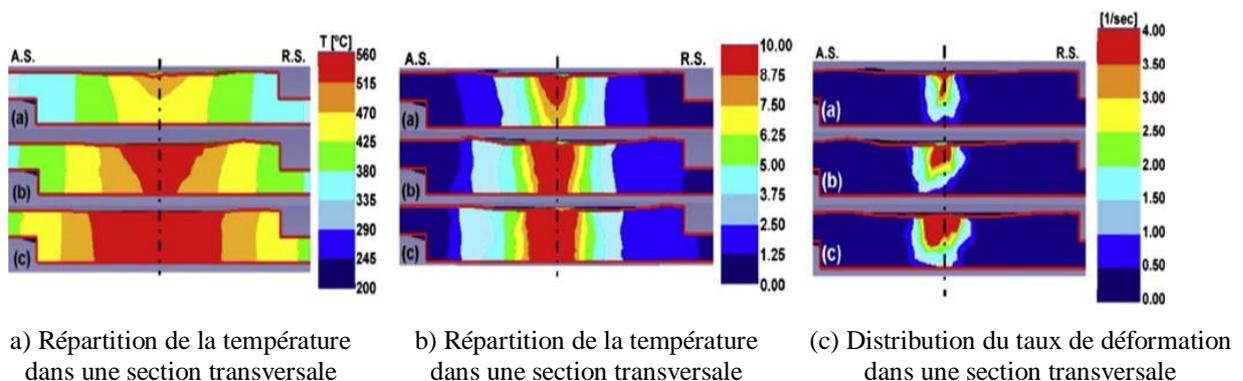


Figure I.14 : Effet de la vitesse de rotation de l'outil sur la répartition de la température, de la déformation et de la vitesse de déformation

(a) R = 500 tr / min, (b) R = 700 tr / min et (c) R = 1000 tr / min [49]

La formation superplastique FSW de la feuille AA6061-T6 a été étudiée au moyen d'expériences physiques et simulations mathématiques [50]. Une sélection de vitesses de rotation d'outil de 500, 1000 et 2000 tr/min a été utilisée pour le soudage FSW. À une température constante de 550 °C et une pression constante de 0,4 MPa, des expériences de formage superplastique ont été effectuées à l'aide d'une matrice de formage libre pour les joints FSW.

Pour le stade de plongée de FSW un modèle FE a été examiné par une méthode explicite dynamique FE avec plus d'attention à l'évolution de la température [51]. La région à haute température autour de la zone agitée étendue avec une vitesse de rotation croissante. La plage de la zone agitée a peu changé avec les variations de la vitesse de rotation et du temps d'insertion. Le résultat de la simulation sur le champ de température était en général en accord avec l'expérimental.

I.3.6.4. Le contrôle de l'outil en position et en effort

I.3.6.3.1 Contrôle en position

La position relative de l'outil par rapport à la surface des pièces est définie par une valeur maintenue constante. Ainsi, l'outil suit simplement des coordonnées préprogrammées, figure I.15.C. D'après Haynie et al. [52], ce mode de contrôle ne permet pas de compenser les défauts de tolérance de fabrication, d'alignement et de mise en position des pièces soudées. Ceci est schématisé sur la figure I.15, ils peuvent générer des défauts au sein du cordon, tels que le manque de pénétration en racine. Ainsi, selon Smith [53], lors du soudage bout à bout de deux tôles, il est possible de choisir ce mode de pilotage lorsqu'il y a peu de variation de l'épaisseur de soudage et des jeux entre les deux pièces.

I.3.6.3.2 Contrôle en effort

Dans ce dernier cas, la position de l'outil résulte de l'équilibre entre l'effort axial F_z appliqué par la machine et la réaction de la matière soudée. Ce mode de pilotage permet de s'adapter au défaut d'accostage et de mise en position des pièces à assembler (jeu entre les pièces) [54] et [53]. Le choix du mode de pilotage influence les caractéristiques techniques de la machine [53].

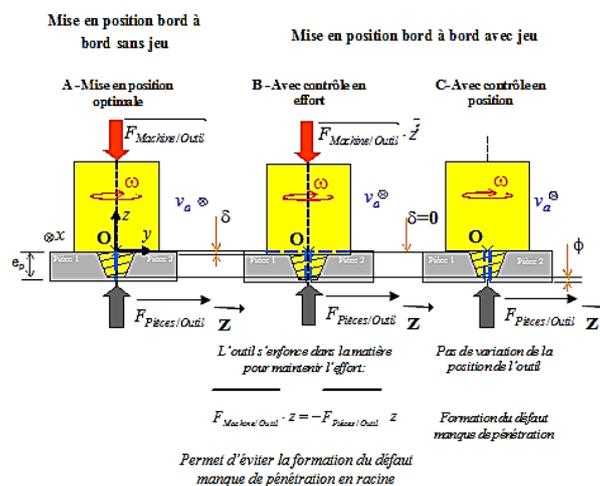


Figure I.15 : Influence des modes de contrôle en présence d'un jeu entre les deux pièces

A. Schématisation d'une mise en position idéale

B. Schématisation du contrôle en effort, lorsqu'un défaut de mise en position des pièces apparaît

C. Schématisation du contrôle en position, lorsqu'un défaut de mise en position des pièces apparaît

La force verticale devient un paramètre de soudage lorsque l'essai est réalisé en contrôle de la charge. Par exemple, Yan et al. [55] se sont intéressés à l'effet produit par une variation de la force verticale appliquée. Ces travaux montrent qu'il existe un intervalle de force qui permet d'obtenir un joint exempt de défauts, et que les propriétés du joint varient peu lorsque la force appliquée se situe dans cet intervalle. Kim et al. [56] montrent que la taille de la fenêtre opératoire augmente avec la force appliquée, tel que montré à la figure I.16.

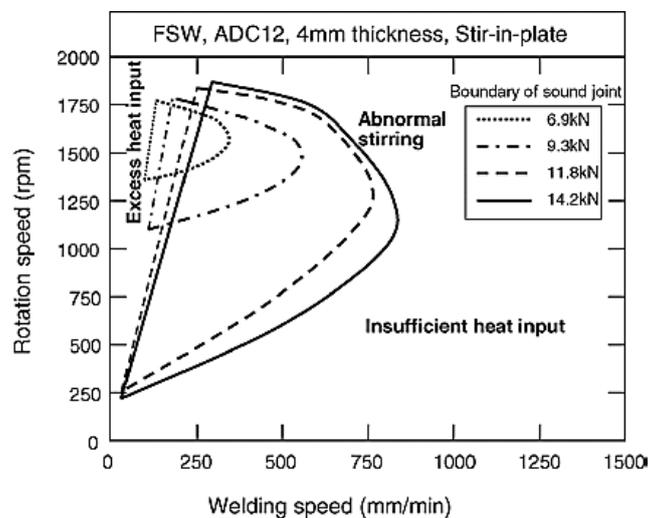


Figure I.16 : Intervalle de conditions de soudage optimales en fonction de la force verticale appliquée [56].

L'effet de la force verticale sur la qualité du SFM en AA7020-T6 de 4,4 mm d'épaisseur a été évalué par Kumar et Kailas [57] en contrôlant la pénétration de l'outil et en mesurant la force de réaction verticale correspondante. Des coupes transversales du joint montrent que la taille des cavitations baisse avec l'augmentation de l'enfoncement de l'outil dans le joint, et par conséquent, la force verticale appliquée augmente. Lorsque la force verticale a atteint 7,4 kN, les défauts ont complètement disparus, figure I.17.

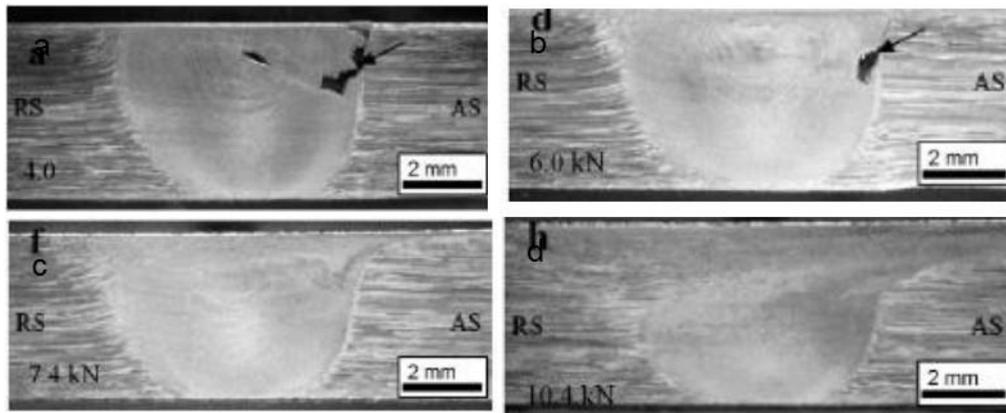


Figure I.17 : État du joint SFM en AA7020-T6 de 4,4 mm d'épaisseur et la force mesurée
(a) 4 kN, (b) 6 kN, (c) 7,4 kN et (d) 10,4 kN [57].

I.3.6.4. Angle d'inclinaison de l'outil

La rotation de l'outil pousse le métal vers la surface du joint. Une inclinaison de l'outil entre 1 et 5 degrés est nécessaire pour maintenir une quantité de métal suffisante dans la cavité de l'épaule et pour permettre à l'arrière de l'outil de maintenir la compression nécessaire pour assurer la consolidation du joint, figure I.18. L'effet de la variation de l'angle d'inclinaison de l'outil a été étudié par Chen, Yan et al [58]. L'étude montre que si l'inclinaison de l'outil est inférieure à 1°, une rainure apparaît sur la surface du côté entrant du joint, figure I.19.a. Lorsque l'inclinaison est de 1,5°, la rainure disparaît et le joint prendra une belle apparence. Cependant, une coupe transversale du joint montre une cavité sous la surface du côté entrant du joint, figure I.19.b. À une inclinaison de 3,5°, le joint est exempt de défauts, figure I.19.c. À un angle de 4,5°, des bavures sont visibles à la surface du joint et des cavitations sont apparues du côté sortant du joint, figure I.19.d.

Une inclinaison d'environ 2,5° aide à diminuer la présence de couche d'oxyde résiduelle et la série de lignes d'oxyde courbées espacées dans le noyau [58]. Ces types de défauts sont normalement associés à une faible dispersion des particules d'oxyde qui se trouvent originalement sur les surfaces des plaques et à une faible quantité du métal remué et ils réduisent les propriétés des joints FSW.

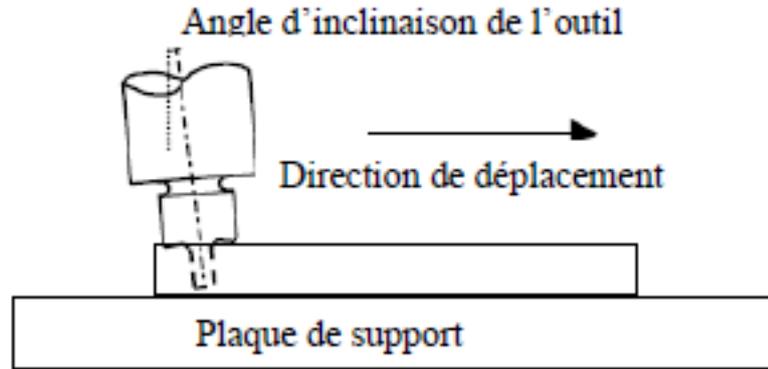


Figure I.18 : Angle d'inclinaison de l'outil [59]

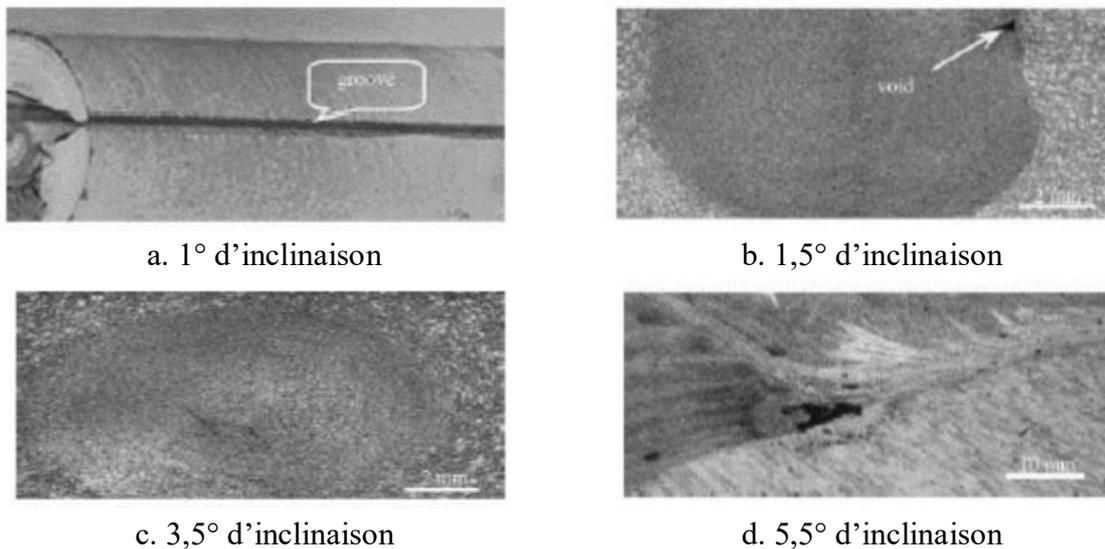


Figure I.19 : Effet de l'inclinaison de l'outil par rapport à la surface du joint. AA5456 de 4 mm d'épaisseur [58]. (a) La surface du joint soudé à une inclinaison de l'outil de 1°, (b), (c) et (d) sont des coupes transversales des joints soudés lorsque l'inclinaison de l'outil est de 1,5°, 3,5° et 4,5° respectivement.

I.3.6.4. Côté avance et côté recul

Le cordon de soudage réalisé n'est pas symétrique par rapport à la ligne de joint. Cette asymétrie est due aux différences de vitesses relatives entre l'outil et la pièce à souder. Ainsi, selon la position de la pièce et la cinématique de l'outil, on distingue un côté avance et un côté recul. Ils sont définis par la norme ISO/DIS 25239-3 comme présenté sur la figure I.20.

1. Côté avance : côté de la soudure où le sens de rotation de l'outil coïncide avec le sens du soudage [60.61].
2. Côté recul : côté de la soudure où le sens de rotation de l'outil est opposé au sens du soudage.

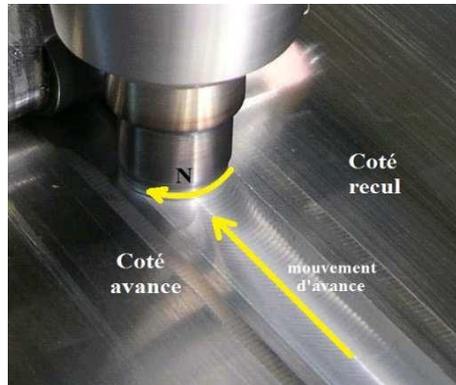


Figure I.20 : Présentation de la dénomination côté avance et côté recul

Cette différence de vitesse relative entre l'outil et les pièces à souder engendre une différence dans le flux de matière autour de l'outil. Ceci se retrouve dans l'analyse macrographique des cordons.

La notion de vitesse relative de l'outil par rapport aux pièces se retrouve également en fraisage. En effet, on parle d'une opération de fraisage en avalant ou en opposition correspondant au côté avance ou recul utilisée en FSW.

I.3.7. Phénomènes physiques observés dans le procédé

Les divers phénomènes physiques, mis en jeu pendant le soudage par FSW, sont de trois types :

I.3.7.1. Mécanique

En général, les phénomènes mécaniques sont dus au frottement à l'interface entre l'outil et les pièces soudées et à la déformation plastique du matériau. La source de frottement est le contact de l'outil en rotation avec le matériau. Le frottement est caractérisé par une contrainte de cisaillement à l'interface. La déformation plastique trouve sa source dans le mouvement du matériau en rotation sous l'effet du frottement à l'interface outil plaques et dans le malaxage dû au pion. La déformation plastique est importante dans la région située sous l'outil.

I.3.7.2. Thermique

Les deux phénomènes thermiques principaux au cours du procédé FSW sont la génération et la conduction de la chaleur. La génération de la chaleur vient d'une source de

chaleur surfacique due au frottement à l'interface et une source volumique due à la déformation plastique du matériau. La répartition de la génération de la chaleur entre ces deux sources dépend de la condition de contact entre l'outil et le matériau. En effet, pour un contact presque collant, la chaleur est principalement générée par la déformation plastique du matériau. Par contre, pour un contact glissant, la plus grande partie de la chaleur est créée par le frottement. La chaleur générée est transférée principalement par conduction. Le transfert par conduction dans les pièces soudées dépend de deux choses. Premièrement, il dépend de la conductivité thermique du matériau soudé, par exemple, l'aluminium est caractérisé par une grande conductivité thermique, ce qui contribue à évacuer rapidement la chaleur créée. En second, il dépend de la chaleur évacuée dans la plaque support et dans l'outil c'est-à-dire la résistance des interfaces de contact aux transferts thermiques, figure I.21. Finalement, la chaleur est évacuée aussi par convection entre l'outil, les deux plaques à souder, la plaque support avec le milieu extérieur (ambiance).

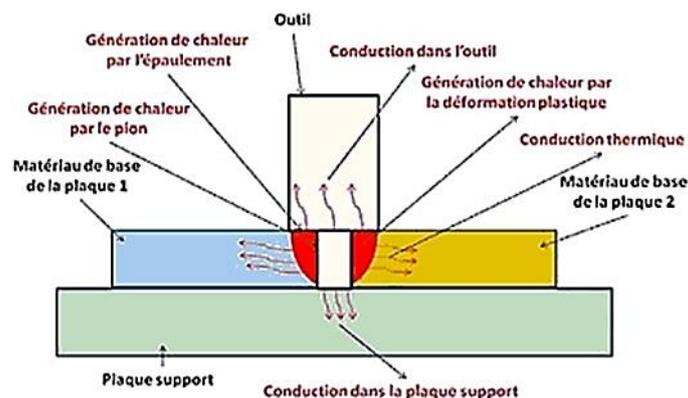


Figure I.21 : Transferts thermiques induits par le procédé FSW

I.3.7.3. Métallurgie

Les phénomènes mécaniques et thermiques, dans l'ensemble des procédés de soudage par fusion, entraînent une modification de la microstructure du matériau de base et ses propriétés mécaniques. Cet inconvénient provient des phénomènes métallurgiques qui apparaissent lors du soudage et qui représentent le lieu de concentration des contraintes dans le cas des sollicitations externes. Le premier phénomène métallurgique est la modification de l'état de précipitation du matériau. Le second est la recristallisation du matériau.

Le procédé de soudage FSW permet au contraire d'obtenir des modifications métallurgiques moins importantes, par rapport aux autres procédés, causées par les différents changements de phase au cours du soudage. Une coupe transversale du joint soudé permet

d'obtenir les différentes zones dans lesquelles la matière est affectée thermiquement (ZAT) ou thermo-mécaniquement (AZTM), figure I.22. Chaque zone dépend de la température atteinte, des modifications métallurgiques et des déformations subies au cours du procédé de soudage. La figure I.23 montre le couplage des modèles thermique, mécanique et métallurgique du procédé FSW.

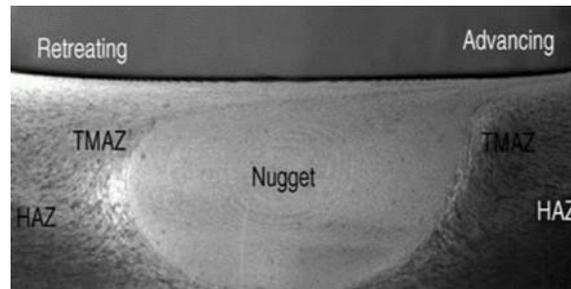


Figure I.22 : Coupe d'une soudure sur un alliage d'aluminium 6061-T6 [62], [63] et [64].

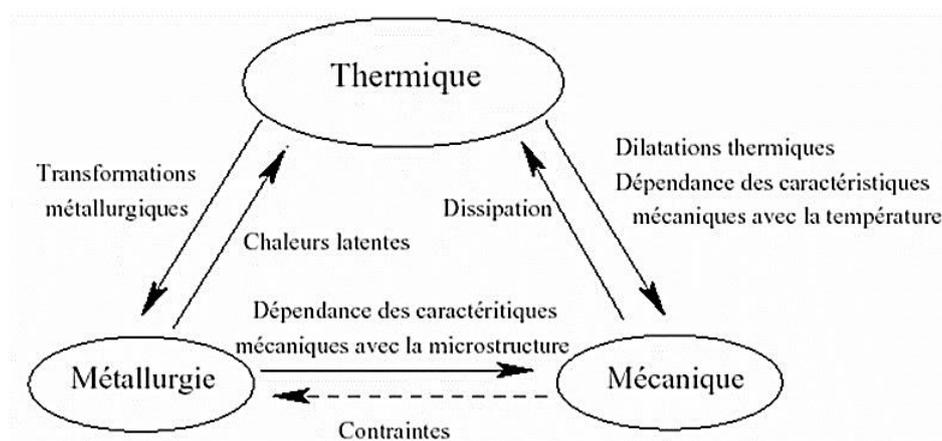


Figure I.23 : Couplage thermique, mécanique et métallurgique du procédé FSW [65].

I.3.8. Structure générale des assemblages obtenus par FSW : la microstructure

Les pièces soudées par FSW sont caractérisées par la particularité structurale de leur jonction. Les premières études menées dans ce sens par Mahoney et al, [66] sur un alliage d'aluminium montrent, comme l'illustre la figure I.24, l'inhomogénéité structurale de la jonction. Cette structure est observée seulement dans une coupe transversale du joint. En effet, ces études mettent en évidence la présence de trois zones entourant le noyau de soudure (D).

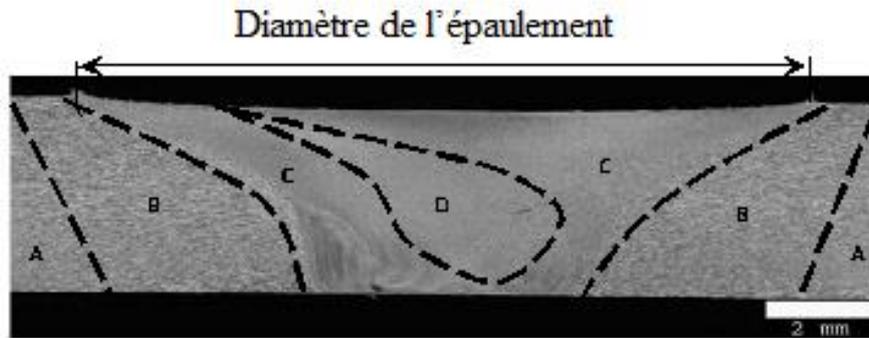


Figure I.24 : Coupe macrographique d'un cordon de soudure montrant quatre zones distinctes (A) métal de base, (B) zone affectée thermiquement, (C) zone affectée thermomécaniquement et (D) noyau de soudure (nugget zone) [IS]. [67].

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

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

Contrairement au soudage par fusion, la ZATM est formée de la matière ayant subi de fortes déformations viscoplastiques dues au cisaillement. Sa microstructure et ses propriétés mécaniques sont modifiées par le passage de la source de chaleur et la déformation créée par le mouvement de l'outil. Dans cette zone on distingue trois régions. La première s'appelle "nugget zone", elle est caractérisée par une sévère déformation plastique et par des grains fins dynamiquement recristallisés, figure I.24. Sa largeur est plus grande que le diamètre du pion [66]. La seconde région se trouve de part et d'autre du "nugget zone", elle est déformée mécaniquement mais pas assez pour engendrer une recristallisation, figure I.24, zone C. Les zones C et D forment la ZATM, zone affectée thermo-mécaniquement. La zone B est une zone affectée thermiquement (ZAT) mais non affectée mécaniquement, elle n'est pas touchée par l'action mécanique de l'outil. La zone A est le métal de base

I.3.9. Phases de soudage et cycles thermiques

En vue de développer des produits soudés avec une meilleure productivité et avec des coûts réduits, de nombreuses études expérimentales et numériques ont été menées dans les secteurs industriels. Elles ont pour objectifs d'étudier la faisabilité et l'optimisation des

paramètres opératoires et d'analyser la tenue en service des assemblages. L'analyse thermique est souvent effectuée pour comprendre les différentes phases du procédé : phase de plongée, temps de maintien et la phase de soudage. Expérimentalement, les cycles thermiques peuvent être mesurés par la technique des thermocouples mais on ne peut pas effectuer des mesures dans la zone affectée thermo mécaniquement. De même, il est difficile d'évaluer précisément les gradients de température dans l'épaisseur si les tôles soudées sont minces. Dans ce cas, l'utilisation d'une caméra infrarouge apparaît comme une solution.

Pendant la phase de plongée, le pion s'enfonce progressivement dans la matière en créant le premier trou, la descente lente de l'outil génère des déformations plastiques et donc une montée progressive en température du matériau. Une température enregistrée lors de cette phase par Mandal et al. [68] sur le matériau AA6061 montre qu'elle est la plus élevée par rapport aux autres phases de soudage. Une autre étude numérique effectuée par Guerdoux et al. [69] montre qu'au niveau de la pointe du pion, le niveau de température est le plus élevé, figure I.25.

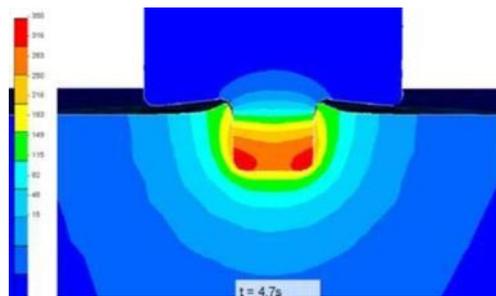


Figure I.25 : maximale est montrée au niveau de la pointe du pion [69].

Le frottement et le malaxage sont assurés de manière conjointe grâce au pion et à l'épaulement : l'adoucissement de la matière et la géométrie du pion entraînent la formation de la matière extrudée qui remonte le long du pion. La matière arrachée par ce dernier se trouve écrasée et confinée par l'épaulement. La durée de cette séquence est conditionnée par la température moyenne de la zone de contact, celle-ci se situe à environ 70% de la température de fusion. Généralement cette phase est appelée «*dwell time*» ou «*temps de maintien*» ; elle est indispensable pour permettre à la matière située autour de l'outil d'atteindre l'état viscoplastique adapté pour démarrer l'opération de soudage. La durée de cette phase a été étudiée dans plusieurs travaux expérimentaux.

Lorsque l'épaulement entre en contact avec le matériau extrudé, l'outil commence à se déplacer le long de la surface de séparation pour achever la jonction, c'est la phase de soudage proprement dite. Le pion plongé au niveau de la surface de séparation continue à creuser alors que l'épaulement frotte, malaxe et remet la matière dans l'évidement créé.

La matière est ainsi forgée et déformée plastiquement durant toute la phase pour assurer la jonction. Pendant cette phase, la température atteint 0,75 à 0,8 T_f (T_f indique la température de fusion) selon le matériau étudié ainsi que les paramètres opératoires choisis. La phase de soudage est fréquemment analysée expérimentalement et modélisée et simulée numériquement. On cite à titre d'exemple les travaux expérimentaux menés par Tang et al. [70] sur l'alliage d'aluminium AA6061-T6. Ils ont mesuré le flux de chaleur entrant et ils ont évalué la variation de la température maximale. Les mesures sont effectuées par des thermocouples insérés à différentes positions.

Quelques essais et résultats sont détaillés dans les points suivants :

- Les thermocouples sont insérés à différentes positions perpendiculairement à la ligne de jonction et sont éloignés de 1.59, 3.18, et 4.76 mm et à $\frac{1}{2}$, $\frac{1}{4}$, et $\frac{3}{4}$ respectivement dans l'épaisseur de 6,4mm. La face de dessous de la tôle est considérée dans le plan de $z=0$. Ils ont constaté que la température de pic vaut 450 °C pour un jeu de paramètres (400 tr/mn, 120 mm/min) et qu'une zone isotherme s'étend sur une distance de 10 mm, figure I.26.a, elle est égale au diamètre de l'épaulement. Le gradient de température dans l'épaisseur, dans la zone de malaxage est très petit et se situe entre 20 °C et 40°C. Ce résultat signifie que la température dans la zone de malaxage peut être considérée presque uniforme.
- Pour des essais réalisés avec différentes vitesses de rotation à vitesse d'avance constante, ils ont constaté que la différence en température ne dépasse pas 70°C même si la vitesse de rotation est multipliée par 3, figure I.26.b. Ceci est aussi prouvé par Hamilton et al. [71].
- Deux essais réalisés avec deux outils différents, un outil sans pion et un outil avec pion, ils ont remarqué une légère différence en température de pic entre les deux essais, figure I.27.a. On remarque de même que dans la zone de malaxage, la température est uniforme quelques soient le type d'outil et les paramètres procédés.

D'autres travaux expérimentaux d'analyse thermique utilisant des thermocouples, ont été effectués par Yeong et al. [72] sur le même alliage le 6061-T6 ; ils montrent que la température appropriée se situe entre 365 °C et 390 °C pour laquelle le soudage FSW est réussi. Ce cas de soudage concerne des tôles de 3,1 mm d'épaisseur.

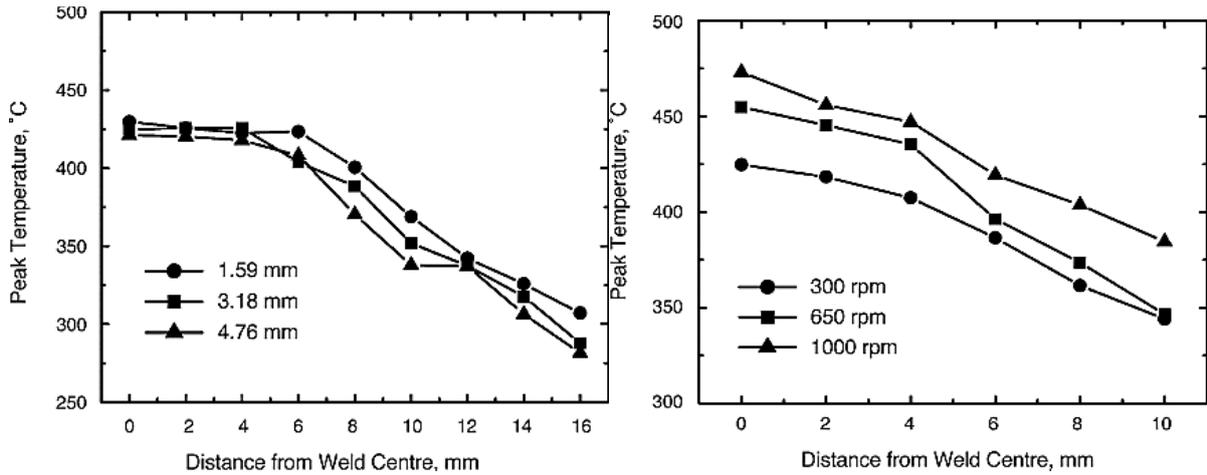


Figure I.26 : Température de pic en fonction de la position, cas de l'alliage AA6061Al-T6

(a) effet de la position du thermocouple par rapport à la ligne centrale du joint (cas de 400 tr/mn et 120mm/mn), (b) effet de la vitesse de rotation pour $V_a = 120\text{mm/mn}$ [71].

Des modèles numériques d'éléments finis sont réalisés dans ce contexte en vue de déterminer la distribution de température dans la zone de malaxage. Les travaux réalisés par Chao et al. [73] et Khandkar et al. [74] ont montré un bon accord avec les résultats expérimentaux concernant le cycle thermique. L'étude menée par Arbegast et Hartley [75] conclut que la température maximale varie d'un alliage d'aluminium à un autre et qu'elle est comprise entre $0.6 T_f$ et $0.9 T_f$, figure I.27.b.

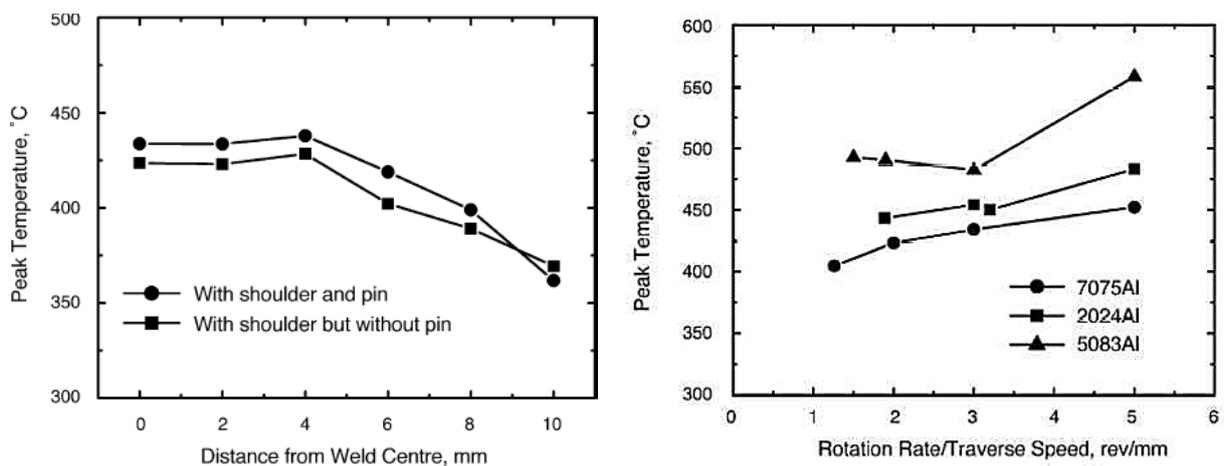


Figure I.27 : Température pic en fonction de la position, pour l'AA6061Al-T6 avec 400 tr/mn et 120mm/mn (a) effet de la géométrie de l'outil (Tang et al.) ; (b) pour différents types d'alliages d'aluminium [76].

I.3.10. Analyse des contraintes résiduelles pour alliage aluminium 6061-T6

Les contraintes résiduelles sont une des caractéristiques des procédés de soudage. Elles sont causées principalement par le cycle thermique de soudage (chauffage local et refroidissement rapide). Cependant, les contraintes résiduelles dans un joint SFM restent de loin inférieures au niveau de contraintes laissées par les opérations de soudage par fusion.

Une étude expérimentale a été réalisée dans ce contexte en vue de déterminer les contraintes résiduelles par la méthode de diffraction des rayons X par Mohamed Ackiel et al [77].

Les variations des contraintes résiduelles le long du joint bout à bout préparé ont été évaluées en mesurant la magnitude des contraintes résiduelles à une distance variable du point médian du noyau de soudage FSW. Les mesures obtenues le long de la plaque soudée ont montré que les contraintes résiduelles restantes étaient irrégulières et que d'importants écarts d'amplitude de contrainte pouvaient être observés à divers endroits le long de la plaque FSW, figure I.28.

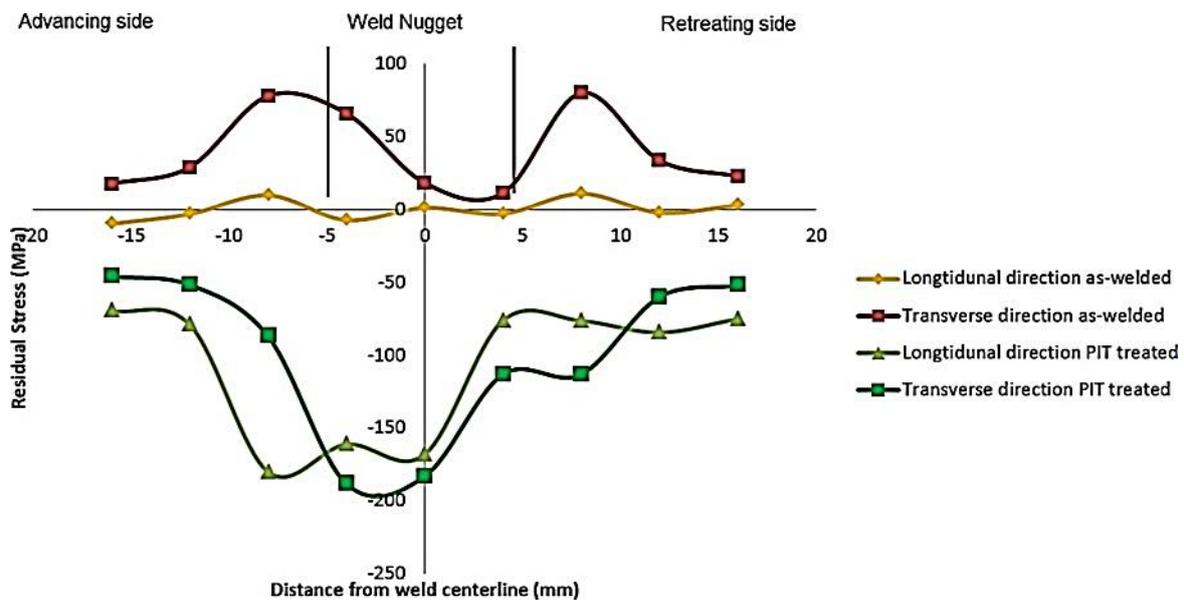


Figure I.28 : Répartition des contraintes résiduelles dans la soudure (sens longitudinal et transversal)

Le profil de contrainte résiduelle est uniforme dans la soudure en dehors de la zone de soudage avec une valeur moyenne de -80 MPa dans le sens longitudinal et de -120 MPa dans le sens transversal. Cependant, le changement brutal a été observé dans la zone de soudage qui a atteint une valeur moyenne de -176 MPa. La zone à effet thermomécanique (TMAZ) et la zone affectée thermiquement (ZAT) du côté en avance ainsi que du côté en retrait la quantité la

plus élevée de contrainte résiduelle de traction nuisible avec une valeur maximale de 80 MPa dans le sens transversal. La valeur la plus basse de la contrainte résiduelle dans le sens transversal a été mesurée à «l'emplacement 6» avec une valeur de 17,9 MPa. La contrainte résiduelle longitudinale était généralement uniforme sur tous les points mesurés.

I.3.11. Écoulement du matériau

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

I.3.11.1. Approche expérimentale

Il est très difficile, voire même impossible, de suivre parfaitement l'écoulement de la matière de manière expérimentale lors du soudage. Cependant, il existe des techniques qui permettent de vérifier qualitativement le niveau de malaxage du matériau, en comparant l'état de la matière avant et après soudage, et de faire certaines déductions.

L'une de ces techniques est la méthode du traceur qui consiste à utiliser un matériau différent de celui soudé et de l'insérer entre les deux plaques qui seront soudées. Des feuilles de cuivre, des grenailles d'acier de faible dimension, des alliages Al-SiCP d'aluminium composites et des fils de tungstène ont été utilisés pour suivre l'écoulement au cours du soudage par friction malaxage de pièces d'aluminium.

Reynolds et al. [78] ont utilisé ces techniques de traçage pour étudier l'écoulement du matériau pendant le SFM. Des remarques intéressantes ont été faites sur plusieurs aspects, mais la plupart des auteurs ont conclu que l'écoulement n'est pas symétrique. Tout d'abord, pour toutes les soudures des profils d'écoulement similaires ont été observés. Dans cette étude, la majorité du marqueur inséré dans le matériau (5454A1-H32) s'est déplacé vers une position finale située derrière sa position initiale et seulement une petite quantité de ce marqueur s'est retrouvé à une position finale située devant sa position d'origine. De plus, étant donnée la rotation de la tige filetée, le matériau suit une trajectoire différente selon sa position initiale. Certains auteurs [79] ont même remarqué qu'une interface bien définie est perceptible entre le côté avançant et le côté reculant et qu'il n'y a pas vraiment de mélange de matériau à travers cette interface, du moins, pas au niveau macroscopique. Cela démontre que le matériau n'est

pas toujours parfaitement mélangé sur toute l'épaisseur des plaques. La partie supérieure des plaques semble, quant à elle bien mélangée puisque l'écoulement est influencé majoritairement par l'épaulement (il provoque un écoulement du matériau d'un côté à l'autre) tandis que l'écoulement de la partie inférieure se fait beaucoup plus verticalement (de haut en bas ou de bas en haut) en raison des filets de la tige.

Liechty et coll. [80] ont également fait les mêmes remarques en soudant de la pâte à modeler qui offraient des profils d'écoulement qualitativement similaires au soudage de métaux. Plusieurs essais avec des vitesses de rotation différentes ont été réalisés et leurs conclusions ont été les suivantes :

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

I.3.11.2. Approche numérique

Plusieurs scientifiques représentent l'écoulement du solide par un fluide visqueux. À partir de cette hypothèse, l'écoulement du matériau est influencé par l'effet de trois types d'écoulement connus en mécanique des fluides. En premier lieu, à proximité de l'outil, une certaine quantité de matière tourne autour de celui-ci. Ce mouvement est provoqué par la rotation de l'outil ainsi que le frottement entre ce dernier et la pièce à souder. Il s'agit d'un écoulement rotatif. En second lieu, la rotation de la tige filetée provoque un vortex. Le matériau près de la tige est dirigé vers le bas et un peu plus loin de celle-ci, la matière remonte vers le haut. En dernier lieu, la vitesse longitudinale relative des plaques par rapport à l'outil produit un champ d'écoulement autour d'un cylindre. L'écoulement plastique du matériau est donc influencé par l'ensemble de ces trois champs de vitesse pris en compte simultanément. Ces trois types d'écoulement sont schématisés à la figure I.29.

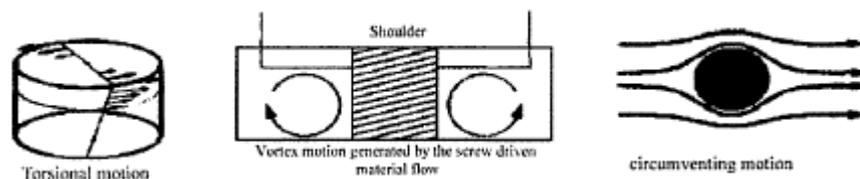


Figure I.29 : Représentation schématique des trois types d'écoulement [81].

Évidemment, beaucoup d'auteurs ont tenté de modéliser l'écoulement lors du soudage par friction malaxage à partir des équations de la mécanique des fluides représentant les trois écoulements de la figure I.29, C'est-ce qui a été fait par Heurtier [81] et St-Georges [82]. Ce dernier a d'ailleurs conclu que la vitesse tangentielle autour de l'outil est similaire à un vortex de Rankine. Quant à Heurtier, il a obtenu deux trajectoires qu'auraient pu suivre la matière dans la zone dynamiquement déformée soient, celles près de l'outil et celles loin de l'outil telles que montré à la figure I.30.

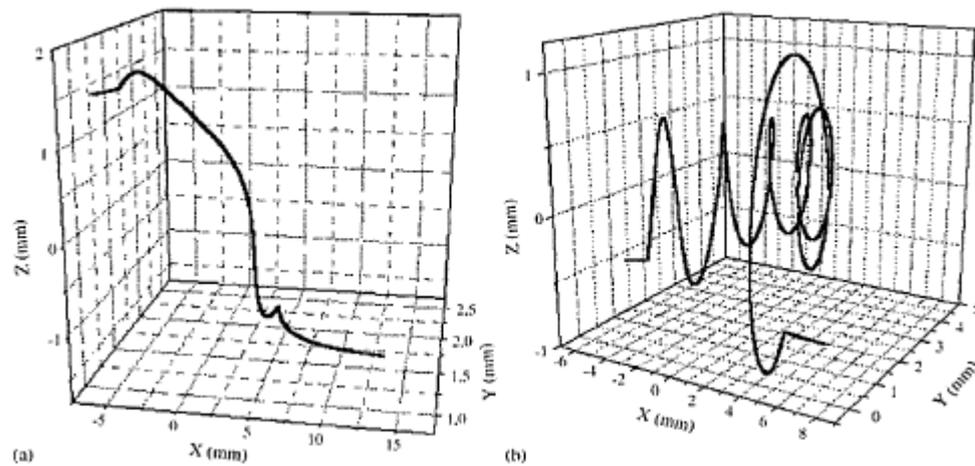


Figure I.30 : Trajectoire d'un amas de matière lors du soudage selon Heurthier [81].

Des modèles par éléments finis utilisant le logiciel COMSOL ont aussi été réalisés pour simuler l'écoulement du matériau. Schmidt et Hattel [83] se sont servis d'un modèle « pseudo-frictional flow » couplé à un modèle « thermal-pseudo mechanical » pour réaliser leurs simulations. Leurs modèles utilisent les équations de Navier-Stokes, les équations de continuité et de la conservation de l'énergie. Ils ont conclu que l'écoulement provoqué par une tige filetée est caractérisé par un déplacement vertical de la matière qui est beaucoup moins important que prévu, car l'écoulement rotatif est dominant.

L'objectif de l'article de Tutunchilar et al. [84] était de développer une méthode de calcul 3D lagrangienne incrémentale, méthode de simulation du traitement d'agitation par friction utilisant le logiciel DEFORM-3D. Cette méthode de simulation peut également être utilisée pour prédire le flux de matières de la colonne de séparation. Les résultats 3D des modèles de flux de matière au centre, les côtés en progression et en retrait ont été extraits à l'aide du suivi de points. La figure I.31 montre la formation de cavités à effet tunnel et la formation de fentes derrière la broche. Les résultats illustrent que la principale partie du flux de matière se

produit près de la surface supérieure et du côté avance (AS). Le matériau près de la surface supérieure a été étirée sur le côté avance, ce qui a entraîné une forme non symétrique de la zone d'agitation. La figure I.32 montre une comparaison de la forme des zones d'agitation simulées et expérimentales. Les études de flux de matières peuvent fournir des informations précieuses sur le mélange de matières et permettre des améliorations dans la conception des outils et la sélection des paramètres de processus. Colegrove et al [85] et [86] ont décrit l'application du code CFD (Computational Fluid Dynamics), FLUENT, à la modélisation des flux de matériaux 2D ou 3D dans les processus FSW. Un profil d'outil fileté standard a été utilisé pour des analyses et des caractéristiques telles que l'angle de coupe de l'outil, la génération de chaleur et le flux de chaleur ont été incluses. L'objectif principal était de mieux comprendre le flux de matière autour d'un outil au cours de soudage et pour démontrer l'effet de l'angle de coupe de l'outil, de la vitesse de soudage et de la rotation. Les textes aussi fait la démonstration de plusieurs nouvelles techniques de modélisation. La première était la condition de limite de glissement dans trois dimensions où une limite de contrainte de cisaillement a été appliquée à la surface et le matériau a été glisser contre de l'outil. La seconde consiste à ajuster la limite de contrainte de cisaillement de sorte que la puissance de soudure du modèle correspond à celui obtenu expérimentalement. La technique finale a été l'inclusion de la température profil en interpolant le résultat d'un modèle thermique. Cela évitait la nécessité de résoudre le profil thermique en conjonction avec le modèle d'écoulement. Un modèle CFD d'un bout différent de l'aluminium et de l'acier La soudure a été réalisé à l'aide du logiciel FE Comsol v4.3 [87]. Le modèle suppose un comportement viscoplastique des matériaux et a été calibré en utilisant des mesures de température pour deux décalages d'outils différents (+0,5 mm et +1,5 mm) par rapport à la ligne de jonction. Le modèle peut reproduire les températures maximales mesurées et l'apport de chaleur, mais les vitesses de refroidissement sont plus élevées que celles expérimentales

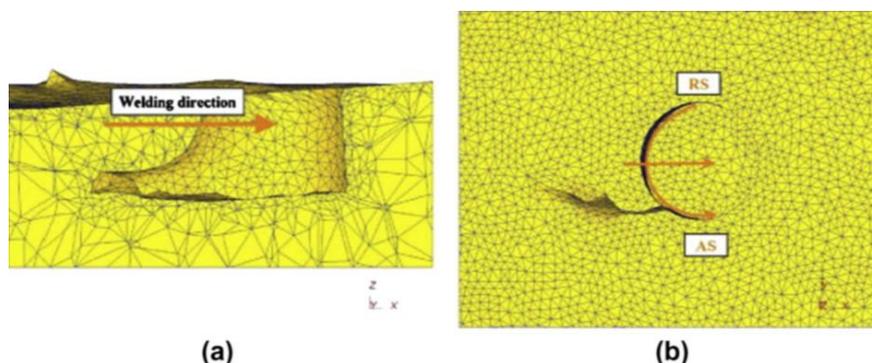


Figure I.31 : (a) Formation d'une cavité de tunnel à l'arrière de la broche
(b) Formation de fentes sur le côté avance derrière la broche [84].

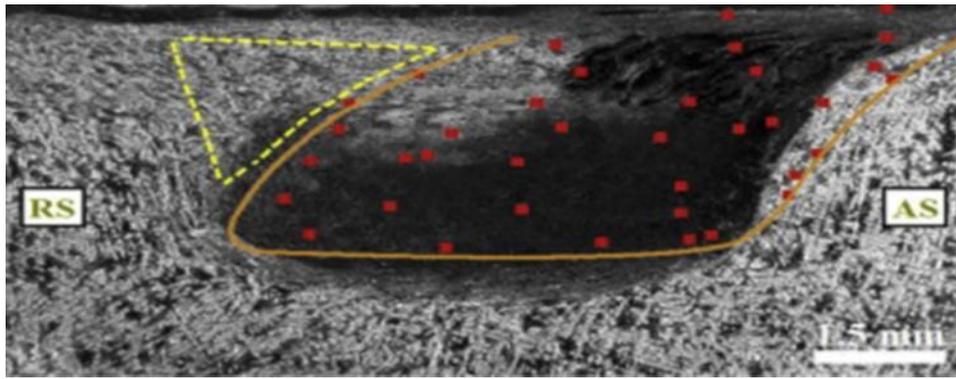


Figure I.32 : Comparaison de la forme simulée et expérimentale de la zone d'agitation [84].

I.3.12. Les défauts de soudage

L'utilisation de conditions de soudage qui ne sont pas optimales peut mener à la production de joints présentant des défauts. Ces défauts peuvent être classés en trois [88]. Premièrement, l'apparition de nombreuses bavures en surface du joint survient lorsque l'apport de chaleur est trop grand, figure I.33. Par contre, pour un apport de chaleur qui n'est pas suffisant, une cavité du côté entrant est souvent observée. Cette cavité apparaît car le matériau n'est pas suffisamment mou pour remplir le vide laissé par le passage de l'outil. Dans ce cas, l'application d'une force verticale plus grande permet d'atténuer le problème. Le troisième type de défaut observé est une cavité qui serait causée par un brassage anormal du matériau. Ce brassage anormal peut être causé par un gradient de température trop important entre le matériau situé à la surface de la plaque et celui situé dans l'épaisseur. En effet, ce type de défaut survient lorsqu'une grande vitesse de rotation est combinée à une vitesse de soudage élevée, figure I.16. Dans ce cas, la valeur de la force verticale a peu d'effet sur le résultat.

Un autre type de défaut est observé dans les joints pour lesquels il y a un manque de pénétration [89]. Ces défauts dits « à la racine » du joint sont caractérisés par un contact très intime des faces de chacune des pièces à assembler, sans toutefois qu'il y ait création d'un lien métallurgique. En raison de sa petite taille, il s'agit du défaut le plus difficile à détecter par des méthodes non-destructives comme couche d'oxyde, figure I.33. L'amorçage de fissure en fatigue peut s'y produire.

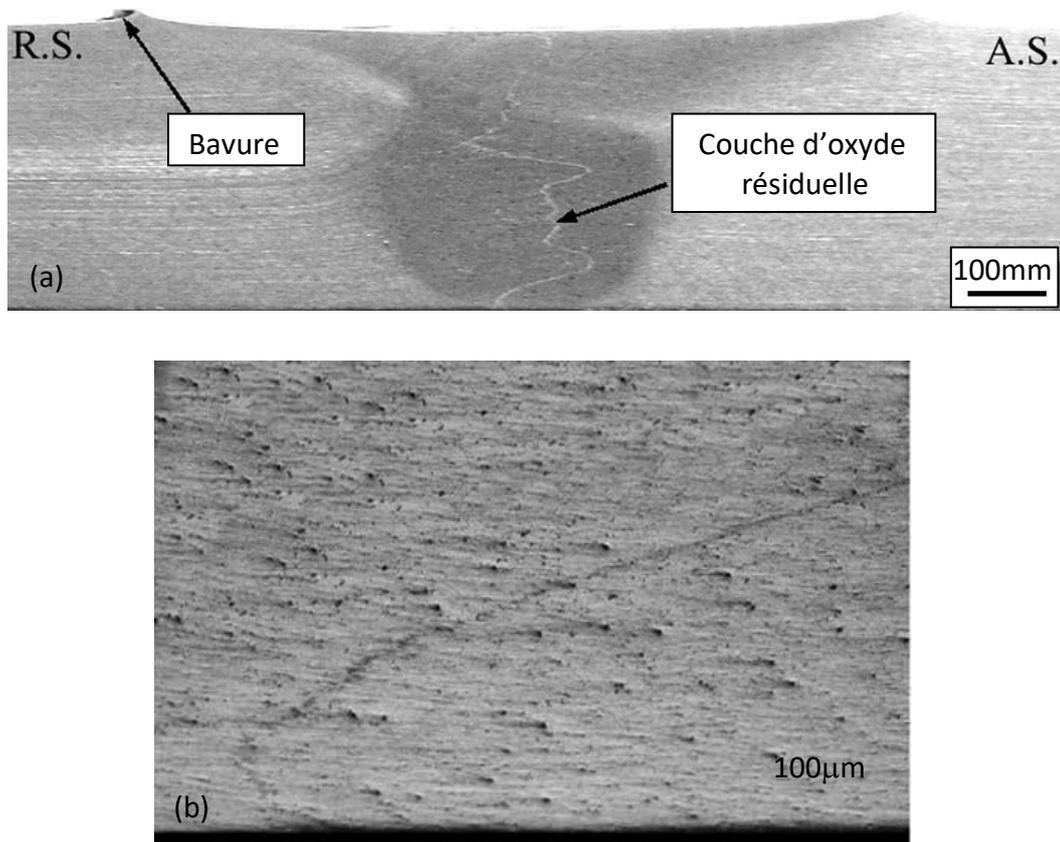


Figure I.33 : Coupe transversale dans un joint SFM pour AA5083 de 8 mm d'épaisseur qui montre les bavures en surface et une ligne d'oxyde dans le joint.

(b) agrandissement de la zone au fond du joint [90].

I.4. Modélisation du procédé FSW

Le nombre élevé des paramètres à optimiser et le coût des essais expérimentaux font partie des difficultés que rencontrent les études expérimentales. C'est ce qui justifie l'utilisation massive de l'outil de modélisation et de simulation numérique. Des efforts importants ont été déployés par plusieurs chercheurs pour la modélisation de ce procédé. Les modèles rencontrés dans la littérature peuvent être regroupés du plus simple au plus compliqué. Il y a trois types de modèles : thermique, mécanique et thermomécanique. Ces modèles sont aussi classés selon la formulation adoptée en mécanique du solide ou en mécanique des fluides

I.4.1. Modélisation thermique

Afin de modéliser le procédé de soudage FSW, plusieurs approches ont été proposées pour différents problèmes (échauffement, flux de matière, microstructure, contraintes résiduelles...).

L'optimisation du procédé de soudage par frottement et malaxage nécessite des connaissances précises sur l'évolution de la distribution de température dans les plaques à souder. Ces cycles thermiques nous permettent de prédire les caractéristiques métallurgiques comme l'état de précipitation du matériau soudé. La mesure expérimentale de ces cycles de température présente plusieurs difficultés. En premier, il est impossible d'effectuer des mesures dans le volume déformé. En second, la précision de ces mesures est limitée. Enfin, la mesure des cycles de température pour une multitude de combinaisons de paramètres est un travail coûteux. Pour cette raison, la simulation numérique de ces cycles de température est intéressante.

I.4.1.1. Flux de chaleur

La génération de la chaleur dans le procédé FSW est la conséquence de plusieurs phénomènes physiques. Les sources de chaleur induites par ces phénomènes peuvent être classées comme suit :

I.4.1.2. Interaction outil-pièce

Cette interaction est la source d'un flux de chaleur surfacique à l'interface outil-matière. La surface sur laquelle est appliqué le flux peut varier d'un disque de rayon égal à celui de l'épaulement situé sur la face supérieure des tôles à une surface plus complexe tenant compte de l'angle d'inclinaison de l'épaulement et la surface du pion [91]. Le flux de chaleur peut être calculé à partir de la chaleur dissipée par frottement, Song et Kovacevic [92], ou à partir de la puissance totale fournie à l'outil [93]. Pour ces deux cas, il faut déterminer expérimentalement le coefficient de frottement pour le premier et la puissance totale fournie à l'outil pour le deuxième.

I.4.1.3. Déformation plastique du matériau

Fourment et al. [94] montrent que la chaleur générée par la déformation plastique n'est pas négligeable. La première approche pour approximer le flux de chaleur dans la modélisation thermique du soudage par FSW est basée sur des mesures expérimentales de la température au cours du soudage afin de déduire un flux de chaleur comme le montrent Dickerson et al [95] et Simar et al [96]. Dans ce cas, les auteurs ne s'intéressent pas à la prédiction de la chaleur mais uniquement à son effet. Ainsi, Chao et al [97] considèrent une source de chaleur mobile représentant l'action de l'outil sur les tôles à souder.

La deuxième approche s'appuie sur une formulation analytique qui permet de déterminer le flux de chaleur comme le montrent Chen et Kovacevic [98]. Dans ce cas, on s'intéresse seulement à l'effet thermique de l'outil qu'on n'a pas besoin de modéliser. De leur côté, Feng et al. [99] utilisent l'équation de Rosenthal pour décrire le champ de température en régime stationnaire dû à une source de chaleur ponctuelle se déplaçant à une vitesse constante. Song et Kovacevic [92] proposent un modèle basé sur un système de coordonnées mobile afin de simplifier la modélisation de mouvement de l'outil.

I.4.1.4. Échanges thermiques

La modélisation des échanges thermiques entre la pièce et le milieu extérieur se résume classiquement par les trois termes suivants :

- Échanges thermiques de la pièce avec l'air ambiant : La majorité des auteurs utilise une modélisation de type convection naturelle avec un coefficient de transfert thermique h à déterminer par analyse inverse et qui varie de $10 \text{ W/m}^2\text{K}$ à $30 \text{ W/m}^2\text{K}$ [100].
- Échanges thermiques de la pièce avec le montage : Ces échanges s'appuient sur la même modélisation précédente avec un coefficient de transfert thermique h qui varie de $100 \text{ W/m}^2\text{K}$ à $1000 \text{ W/m}^2\text{K}$ [100].
- Échanges thermiques de la pièce avec l'outil : Fourment et al. [94] introduisent également un coefficient de partage de chaleur avec l'outil basé sur l'effusivité des deux matériaux en contact. Cette méthode est définie dans le cadre d'un problème thermique à une dimension pour deux corps semi-infinis en contact et dont les propriétés thermiques sont constantes. La partie de la chaleur générée par le frottement qui est perdue dans l'outil n'est pas toujours calculée à l'aide du rapport des effusivités. Par exemple, Khandkar et al [93] ont pris en compte ces pertes en considérant un terme de rendement et citent d'autres travaux qui estiment qu'environ 13% de la puissance totale est transmise à l'outil. D'autre part, Simar et al [101] ont mesuré la température dans l'outil où la perte obtenue dans l'outil est de 5%.

I.4.2. Modélisation mécanique

La modélisation de l'écoulement de la matière au voisinage de l'outil lors du procédé FSW est parmi les problématiques les plus complexes de nos jours. Pour trouver certains éléments de réponses, des numériciens et expérimentateurs se sont intéressés à ce problème mais de nombreuses questions restent encore posées.

Afin de comprendre la cinématique de l'écoulement de la matière au voisinage de l'outil, plusieurs modélisations ont été implantées dans différents codes. Par exemple, Colegrove et al. [102] ont mis en place une modélisation par éléments finis en trois dimensions. Dans cette étude, la loi utilisée est de type viscoplastique. Cette loi est d'ailleurs utilisée par de nombreux auteurs [103] et [104] pour modéliser un métal à l'état "pâteux" dans une zone proche de l'outil et un métal sous la forme "solide" dans une zone plus éloignée.

Les conclusions établies par Colegrove et al [85] concernent le déplacement important de la matière proche de l'épaulement lors du soudage du côté de la "retreating side". À noter que les déformations calculées par ces auteurs sont plus importantes que celles mesurées. De même, ces auteurs ont constaté aussi qu'un comportement ne prenant pas en compte la réduction importante de la viscosité lorsque la température est proche de celle de la fusion de la matière (liquidus) conduit à une surévaluation des températures et donc à une sous-évaluation des efforts de soudage.

Heurtier et al [105] ont développé un modèle semi-analytique utilisant les équations gouvernant l'écoulement d'un fluide parfait. Ils donnent des indications sur le suivi des particules qui couvrent initialement l'ensemble du cordon. Ils parviennent également à définir un profil de micro-dureté post-soudage dans les différentes zones du cordon, à prédire la formation d'oxyde dans la soudure et finalement à prévoir les zones jugées mécaniquement faibles.

I.4.3. Modélisation thermomécanique

Différentes formulations ont été proposées dans ces contributions concernant des formulations eulériennes ou lagrangiennes. Le choix d'une formulation spécifique dépend principalement du phénomène étudié. Les modèles basés sur des formulations eulériennes sont proposés pour étudier l'écoulement de la matière autour de l'outil et l'effet thermique [106] mais ils ne peuvent pas modéliser des géométries complexes de l'outil de soudage.

Les formulations lagrangiennes sont basées sur l'interaction outil-matière où l'échauffement est directement lié dans le calcul par éléments finis, au frottement entre l'outil et les deux plaques à souder. Ce type de formulations associées à la méthode des éléments finis est bien adapté pour décrire les contraintes résiduelles avec des géométries complexes de l'outil de soudage. Ainsi, la modélisation peut être complète puisqu'elle est basée sur des données géométriques comme celles de l'outil par exemple. Schmidt and Hattel [107] utilisent pour

modéliser l'outil un corps rigide isotherme, La chaleur est générée par le frottement entre l'outil et la tôle où les conditions de contact sont très importantes. La loi de comportement retenue pour la tôle par ces auteurs est celle de Johnson-Cook. Le frottement est modélisé par une loi de Coulomb modifiée. La dissipation plastique n'est pas prise en compte. Les propriétés thermiques du matériau sont également utilisées. Le champ de température est bien prédit et en adéquation avec les mesures expérimentales.

Enfin, une corrélation entre la forme du noyau et la répartition des déformations plastiques est observable. Fourment et al [94] prédisent les champs de températures dans la tôle et dans l'outil pendant le procédé FSW ainsi que l'écoulement de la matière, ces auteurs ont choisi la loi de comportement de Norton-Hoff et le contact entre l'outil et la tôle est modélisée par une loi de Norton. Feulvarch [108] se propose également de simuler à l'aide d'un modèle éléments finis, les interactions thermomécaniques pendant la phase stationnaire du procédé, Il modélise ainsi les écoulements visqueux couplés aux aspects thermiques et microstructuraux et simule la source de chaleur induite dans le soudage.

De son côté, Bastier [109] modélise la phase stationnaire afin d'obtenir l'état mécanique résiduel de l'assemblage soudé à travers l'écoulement de matière et les évolutions thermiques et métallurgiques. Pour cela, l'auteur utilise un calcul thermo-hydrodynamique couplé suivi d'un calcul métal-mécanique.

Dans le cadre lagrangien, les grandes distorsions du maillage conduisent à la divergence du calcul malgré l'utilisation de la procédure de remaillage. Les formulations ALE ont été proposées pour combiner les avantages des deux formulations eulériennes et lagrangiennes.

Le but est de réduire de manière significative la distorsion du maillage avec un temps de calcul raisonnable.

Malgré les nombreux modèles numériques existants dans la littérature pour la simulation numérique du procédé FSW, la compréhension du trajet de la matière et le traitement du malaxage ne sont pas encore bien maîtrisés et restent une difficulté majeure pour les numériciens. Le malaxage est difficile à réaliser à l'aide de la méthode des éléments finis (en lagrangien) puisque la zone proche de l'outil de soudage est le siège de grandes déformations.

I.5. Avantages et inconvénients

Le procédé FSW a démontré de nombreux avantages par rapport au soudage classique. Certains des avantages de ce procédé éco énergétique sont :

1. Les températures de traitement dans ce mode de soudage FSW sont bien inférieures aux techniques de fusion. Cela résulte pour éviter les problèmes liés à la phase liquide, tels que la ségrégation des alliages, la porosité et la fissuration.
2. Le processus peut être facilement automatisé car il est basé sur la technologie des machines-outils.
3. Des joints soudés similaires et dissemblables à haute intégrité sont produits pour une gamme croissante de matériaux - aluminium, zinc, plomb, cuivre, magnésium, titane et acier.
4. Aucun matériau de remplissage ou gaz de protection n'est requis.
5. Le processus produit moins de distorsion dans la pièce que la fusion soudage.
6. Le processus de travail sur la pièce peut être exécuté dans toutes les positions - verticales et suspendues. Le processus peut également être utilisé sous l'eau.
7. Possibilité de souder des matériaux différents (soudage hétérogène)
8. Aucune préparation spéciale des bords ou des joints n'est généralement requise.
9. Le procédé est écologique car aucune éclaboussure, aucune fumée ni rayonnement UV ne sont projetés.
10. Inspections et retouches réduites après soudage.

Bien que le procédé FSW présente de nombreux avantages, il présente certains inconvénients inhérents. L'un des principaux inconvénients est que le processus nécessite de serrer le matériau à souder. Ainsi, des barres de support et de gabarit appropriées sont nécessaires pour empêcher la séparation des plaques. Cela limite la portabilité du processus. L'autre problème associé à ce mode de soudage est qu'un trou est laissé dans le processus lorsque l'outil est retiré. Ce trou est indésirable car il fait la partie de la pièce impropre à l'utilisation. Cependant, l'utilisation d'un outil à goupille rétractable a été utilisée pour surmonter ce problème.

I.6. Conclusion

À la lumière de la revue bibliographique, il ressort quelques-uns des concepts basiques du processus de modélisation de soudage FSW des alliages d'aluminium. La multiplicité des paramètres de soudage de ces alliages et leur interdépendance avec les différents géométriques de l'outil soulignent la complexité de ce processus.

La littérature est riche des travaux décrivant d'une part, l'aluminium et ces alliages et d'autre part, le processus FSW expérimentale et numérique. Ce chapitre a mis en évidence l'importance des paramètres de soudage ainsi que la géométrie de l'outil. Toutefois, les phénomènes d'interaction entre les divers paramètres influençant le comportement de soudage rendent délicates la modélisation numérique de ce processus. Cependant, les travaux sont moins nombreux de la modélisation de ce processus tenant compte de la synergie thermomécanique au fait qu'il est un phénomène récent.

Plusieurs points restent à éclaircir, notamment la modélisation thermique et la modélisation mécanique du comportement de ce type de soudage des alliages d'aluminium qui permettraient non seulement d'obtenir une compréhension de ce processus, mais aussi de faciliter la modélisation thermomécanique du procédé de soudage FSW.

CHAPITRE II

Matériaux, Expérimentale et

Modélisation

II.1.	Introduction	52
II.2.	Modèle thermomécanique de FSW	52
II.2.1.	Aperçu de la méthodologie	52
II.2.2.	Développement du modèle de soudage FSW pour l'alliage 6061 T6.....	54
II.2.2.1.	Modèle thermique.....	55
II.2.2.2.	Hypothèses	55
II.2.2.3.	Géométrie	55
II.2.2.4.	Éléments utilisés	56
II.2.2.5.	Développement du maillage	56
II.2.2.6.	Propriétés du matériau	58
II.2.2.7.	Conditions aux limites	58
II.2.2.8.	Entrée de flux thermique	60
II.2.2.9.	Modèle mécanique	61
II.2.2.10.	Éléments utilisés et développement du maillage.....	61
II.2.2.11.	Modèle de plasticité	62
II.2.2.12.	Conditions aux limites	62
II.2.3.	Simulation	63
II.3.	Procédure expérimentale	64
II.3.1.	Moyens de soudage	64
II.3.2.	Moyens de soudage	65
II.3.2.1.	Machine de soudage.....	65
II.3.2.2.	Outil de soudage	66
II.3.2.3.	système de bridage	67
II.3.2.4.	Description du protocole de soudage	68
II.3.3.	Mesures de températures au cours de soudage.....	69
II.3.4.	Caractérisation mécanique	70
II.3.4.1.	Micro dureté	70
II.3.4.2.	Essai de traction	71
II.4.	Conclusion	73

II.1. INTRODUCTION

Dans ce chapitre, nous allons présenter la méthodologie adoptée pour les essais expérimentaux et pour la modélisation numérique suivie lors de cette thèse qui étudie le comportement thermique expérimentalement, et le comportement thermomécanique numériquement des joints soudés par FSW en alliage d'aluminium. Nous allons également présenter la machine de soudage FSW, l'outil, le système de bridage, le matériau et les différents équipements pour la caractérisation mécanique des matériaux soudés par FSW. Ces opérations ont été réalisées au niveau du laboratoire de Matériau et Système Réactif LMSR de l'Université Djilali Liabes de Sidi Bel Abbès. La formulation du modèle thermique et thermomécanique et les conditions aux limites utilisés dans cette étude sont aussi présentés dans ce chapitre.

II.2. Modèle thermomécanique de FSW

II.2.1. Aperçu de la méthodologie

Pour atteindre les objectifs de recherche définis pour cette étude, une méthodologie a été développée. La méthodologie était essentiellement une approche basée sur un modèle pour l'optimisation du processus FSW. La première tâche consistait à élaborer et à valider un modèle thermomécanique du processus FSW, en tenant compte de divers articles publiés, comme indiqué dans la revue de littérature. Le modèle élaboré dans la présente étude est basé essentiellement sur les travaux développés par Zhu et Chao [12] pour modéliser le procédé FSW de l'acier inoxydable 304L. Le modèle thermomécanique a été développé en utilisant le code de calcul ANSYS Etudiant. Afin de valider notre modèle développé, la sortie du modèle a été corrélée avec les résultats trouvés par l'expérimentation faite au cours de cette thèse et par les résultats publiés dans la littérature. Une fois développé, le modèle thermomécanique a été utilisé pour simuler le processus. Le modèle a ensuite été extrapolé pour effectuer des études paramétriques afin d'étudier les effets de divers paramètres de processus sur la distribution de la température et contrainte résiduelle dans la pièce.

L'étape suivante consistait à résoudre le comportement non linéaire du présent modèle élément fini de simulation du procédé FSW. Afin de cerner ce problème de non linéarité, quatre processus de discrétisation simultanés sont nécessités :

- une discrétisation spatiale du domaine géométrique représentatif de l'ouvrage et de son environnement (maillage) ;
- un processus de résolution itératif, puisque les lois de comportement des matériaux sont non linéaires ;
- une discrétisation du chargement. Celui-ci est souvent appliqué en accroissements successifs, appelés incréments, pour faciliter la convergence du processus de résolution itératif, si toutefois cela reste compatible avec la modélisation retenue et le phasage des travaux ;
- un schéma d'intégration locale, puisque les lois de comportement sont définies sous une forme différentielle ou implicite.

Une notion de convergence peut être associée à chacun de ces processus :

- la convergence au sens **du maillage**. qui est assurée par le choix et la formulation mathématique des éléments finis. Lorsque le maillage devient de plus en plus fin, la solution donnée par le calcul tend vers une limite très proche de la solution exacte du problème ;
- la convergence au sens du **processus de résolution incrémental et itératif**, qui permet d'obtenir la solution en déplacements et en contraintes pour un maillage et un schéma d'intégration des lois de comportement donnés ;
- la convergence au sens du **chargement**. Le calcul a pour objet d'appliquer une suite croissante de chargements afin d'estimer la valeur de la charge limite supportable par un massif de sol ;
- la convergence au sens du **schéma d'intégration locale**, qui permet le calcul des contraintes et des quantités non linéaires (déformation plastique, écrouissage) compatibles avec l'expression des lois de comportement.

La « qualité » de la solution numérique dépend de ces processus et de leur interaction réciproque au cours d'un calcul. Ainsi, pour un maillage donné, les trois derniers processus sont fortement liés : chacun peut être la cause d'une erreur dans l'estimation des contraintes, d'où une erreur dans la redistribution des forces résiduelles et finalement une mauvaise évaluation du champ de déplacements. Pour la pratique, c'est le deuxième type de convergence qui doit retenir en priorité l'attention de l'utilisateur d'un code d'éléments finis. La figure II.1 présente une méthodologie globale de modélisation du procédé de soudage par friction malaxage.

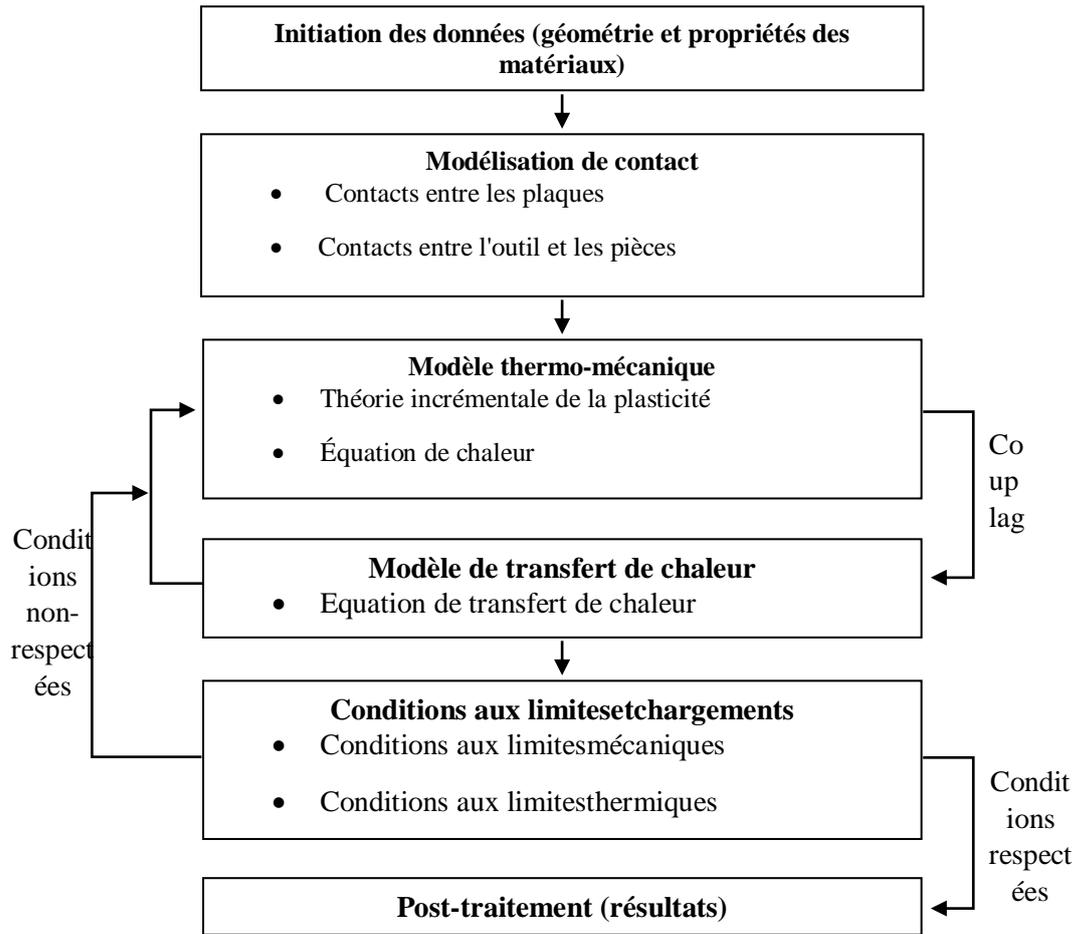


Figure II.1 : méthodologie globale de modélisation du procédé de soudage par friction malaxage.

II.2.2. Développement du modèle de soudage FSW pour l'alliage 6061 T6

La méthode des éléments finis (FEM) offre un moyen de résoudre des problèmes complexes du continuum en le subdivisant en une série de problèmes simples et liés entre eux. FEM est le plus couramment utilisé dans analyse numérique pour obtenir des solutions approximatives à une grande variété de problèmes d'ingénierie [110].

Le programme ANSYS® dispose de nombreuses fonctionnalités d'analyse par éléments finis, allant de la plus simple analyse linéaire en analyse dynamique transitoire non linéaire complexe [111]. Le thermique et les réponses mécaniques du matériau au cours du processus de soudage par friction-malaxage sont étudiées par simulations par éléments finis. Dans cette étude, un modèle thermomécanique couplé séquentiellement est développé pour

l'analyse. Tout d'abord, un modèle de transfert de chaleur tridimensionnel transitoire non linéaire est développé pour déterminer les champs de température. Plus tard, les champs de température sont utilisés comme entrée pour un modèle structural tridimensionnel non linéaire, indépendant de la vitesse, permettant de prédire les distorsions et les contraintes résiduelles. Les modèles d'éléments finis sont construits de manière paramétrique à l'aide d'APDL (ANSYS Parametric Design Language) fourni par ANSYS[111].

II.2.2.1. Modèle thermique

Le modèle thermique a pour but de calculer les champs de température transitoires développés dans la pièce lors du soudage par friction-malaxage. Dans l'analyse thermique, le champ de température transitoire qui est fonction du temps et des coordonnées spatiales (x , y , z) est estimé par l'équation tridimensionnelle de transfert de chaleur non linéaire (II.4).

$$k \left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \right) + Q_{int} = c\rho \frac{\partial T}{\partial t} \text{(II.4)}$$

Où k est le coefficient de conductivité thermique, Q_{int} le taux de source de chaleur interne, c la capacité thermique spécifique à la masse et ρ la densité des matériaux [112,113]. Le modèle de transfert de chaleur développé pour l'analyse thermique est décrit dans les sections suivantes:

II.2.2.2. Hypothèses

Un certain nombre d'hypothèses ont été formulées lors de l'élaboration du modèle thermique par éléments finis, qui comprend :

- Le matériau de la pièce est isotrope et homogène.
- Aucune fusion ne se produit pendant le processus de soudage.
- Les conditions aux limites thermiques sont symétriques sur la ligne centrale de la soudure.
- Le transfert de chaleur de la pièce est négligeable.

II.2.2.3. Géométrie

Dans le modèle numérique, les deux plaques soudées sont modélisées, en tenant compte que la ligne de soudure étant la ligne symétrique. La condition symétrique est utilisée pour réduire le temps de simulation. Les pièces à dimensions de 0,200 x 0,050 x 0,003m.

II.2.2.4. Eléments utilisés

La raison pour laquelle ce type d'élément(SOLID226) est sélectionné est qu'il possède des capacités structurelles telles que l'élasticité, la plasticité, des déformations importantes, une grande déformation, des effets de raideur de contrainte, des effets de précontrainte et des capacités thermo-structurelles.

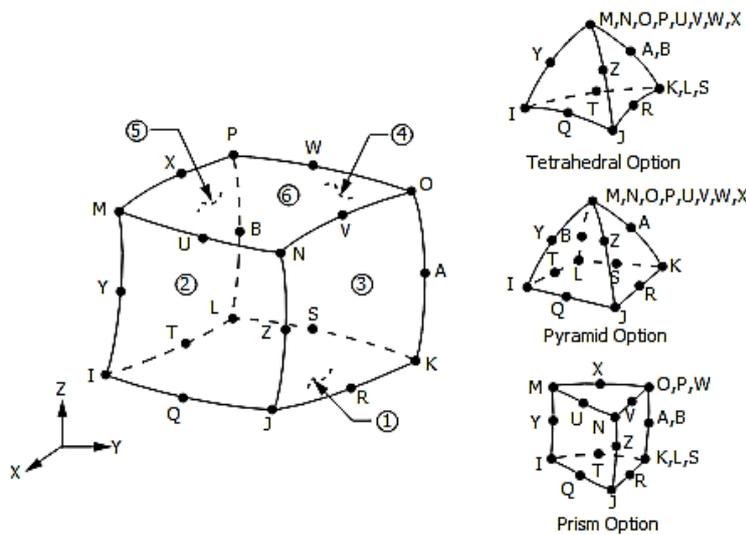


Figure II.2: La géométrie SOLID226 géométrie.

II.2.2.5. Développement du maillage

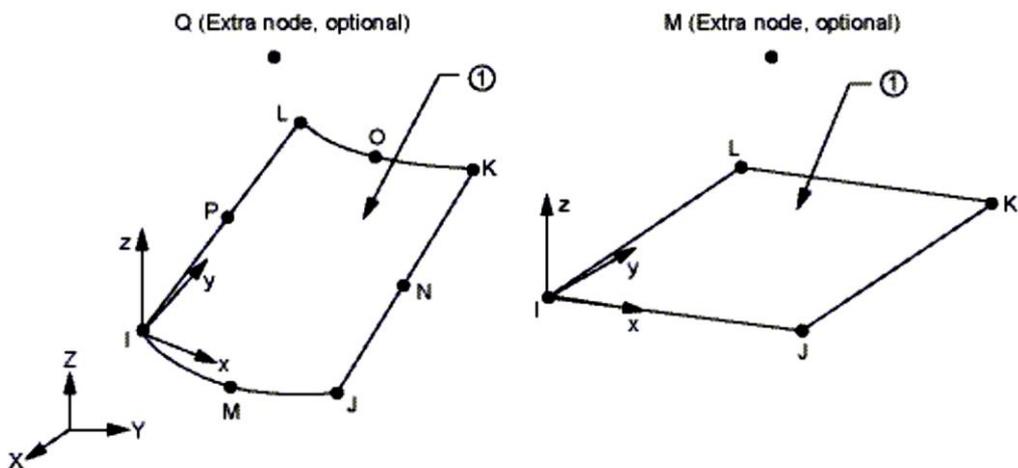


Figure II.3 : Elément à effet de surface tridimensionnel SURF152 [111].

Des éléments SOLID226 tridimensionnels ont été utilisés pour mailler les plaques. La pièce était divisée en 120 éléments sur la longueur, 40 sur la largeur et 2 dans le sens de l'épaisseur. Le maillage est composé d'un nombre total de 9600 éléments présenté sur Figure II.4.

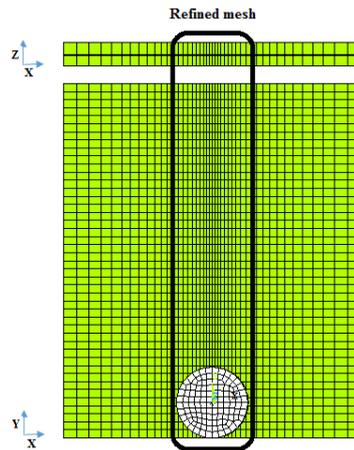


Figure II.4 : Maillage de modèle par éléments finis.

Les conditions aux limites appliquées au modèle concernent à la fois les aspects mécaniques et les aspects thermiques. On considère que nous modélisons une soudure avec une vitesse d'avance donnée V_a , et une vitesse de rotation de l'outil ω .

Dans le modèle actuel, les surfaces à ajuster entrent en contact. Une paire de contacts standards surface à surface utilisant TARGE170 et CONTAT174, comme illustré à la figure II.5.

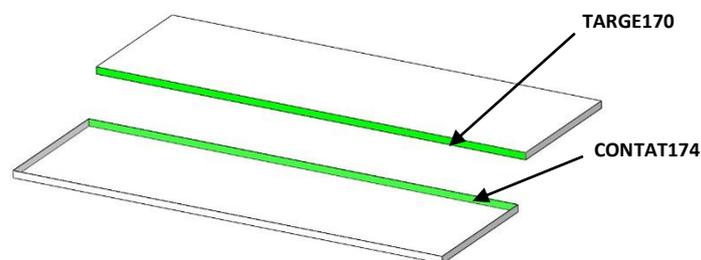


Figure II.5 :Le contact entre les deux surfaces.

En raison du contact de friction entre l'outil et la pièce responsable de la génération de chaleur, nous avons choisi une paire de contacts surface à surface standard entre l'outil et la

pièce. L'élément CONTA174 est utilisé pour modéliser la surface de contact sur la surface supérieure de la pièce et l'élément TARGE170 est utilisé pour l'outil, comme indiqué dans la figure II.6.

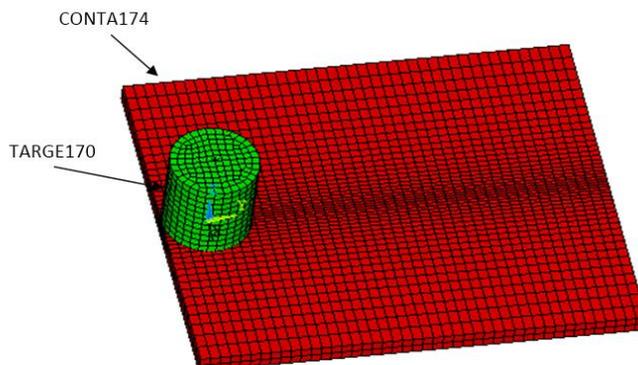


Figure II.6: Le contact entre la pièce et l'outil.

II.2.2.6. Propriétés du matériau

Les propriétés thermiques du matériau telles que la conductivité thermique, la chaleur spécifique et la densité sont dépendant de la température. Une estimation précise des températures est essentielle dans le procédé FSW parce que les contraintes et déformations développées dans la soudure dépendent de la température. Donc, Les propriétés thermiques dépendantes de la température d'alliage d'aluminium 6061 T6 sont utilisées dans les modèles d'éléments finis représenté dans le Tableau II.4

Tableau II.4 : Propriétés d'alliage d'aluminium 6061-T6 en fonction de température [114].

	Temperature (°C)	Conductivité thermique (W/m °C)	Chaleur spécifique (J/kg °C)	Densité (kg/m ³)	Module de young (GPa)	Limite d'élasticité (MPa)	Dilatation thermique (µm/ °C)	Coefficient de Poisson	Point de fusion (°C)
AA 6061-T6	0	162	917	2703	69.7	277.7	22.4		
	93.3	177	978	2685	66.2	264.6	24.61		
	204.4	192	1028	2657	59.2	218.6	26.6	0.23	582-652
	315.6	207	1078	2630	47.78	66.2	27.6		
	427.7	223	1133	2602	31.72	17.9	29.6		
	571.1	253	1230	2574	0	0	34.2		

II.2.2.7. Conditions aux limites

Les conditions aux limites pour le modèle thermique FSW ont été spécifiées en tant que charges de surface via ANSYS® codes. Des hypothèses ont été établies pour diverses

conditions aux limites sur la base de données recueillies auprès de divers articles de recherche publiés [112, 115, 116].

Des pertes de chaleur par convection et par rayonnement dans l'air ambiant se produisent sur toutes les surfaces libres de la pièce et des pertes de conduction se produisent de la surface inférieure de la pièce à la plaque de support. Pour tenir compte de la convection et du rayonnement sur toutes les surfaces des pièces, à l'exception du fond, la perte de chaleur est calculée à l'aide de l'équation (II.5).

$$q_s = \beta (T - T_0) + \varepsilon \sigma (T^4 - T_0^4) \quad (\text{II.5})$$

où T est la température absolue de la pièce, T_0 est la température ambiante, β est le coefficient de convection, ε est l'émissivité des surfaces de la plaque et $\sigma = 5,67 \times 10^{-12} \text{ W/cm}^2 \text{ } ^\circ\text{C}$ est la constante de Stefan-Boltzmann. Dans le modèle actuel, une valeur typique a été prise égale à $100 \text{ W/m}^2\text{ } ^\circ\text{C}$ avec une température ambiante de 20°C et ε de 0,063 pour AA 6061-T6. Afin de tenir compte de la perte de chaleur par conduction à travers la surface inférieure des plaques de soudure, un coefficient de transfert thermique global a été supposé. Cette hypothèse est basée sur les précédentes études [117, 112]. Les pertes de chaleur par convection ont été modélisées approximativement en utilisant l'équation (II.6)

$$q_b = \beta_b T - T_0 \quad (\text{II.6})$$

Où β_b est un coefficient de convection fictif. En raison de la complexité impliquée dans l'estimation de la condition de contact entre la feuille et la plaque de support, la valeur de β_b devait être estimée en prenant différentes valeurs par une approche d'analyse inversée. Dans cette étude, l'optimisé la valeur de β_b s'est avérée être $100 \text{ W/cm}^2\text{ } ^\circ\text{C}$. La figure II.7 montre la représentation schématique de conditions aux limites qui ont été utilisées pour l'analyse thermique.

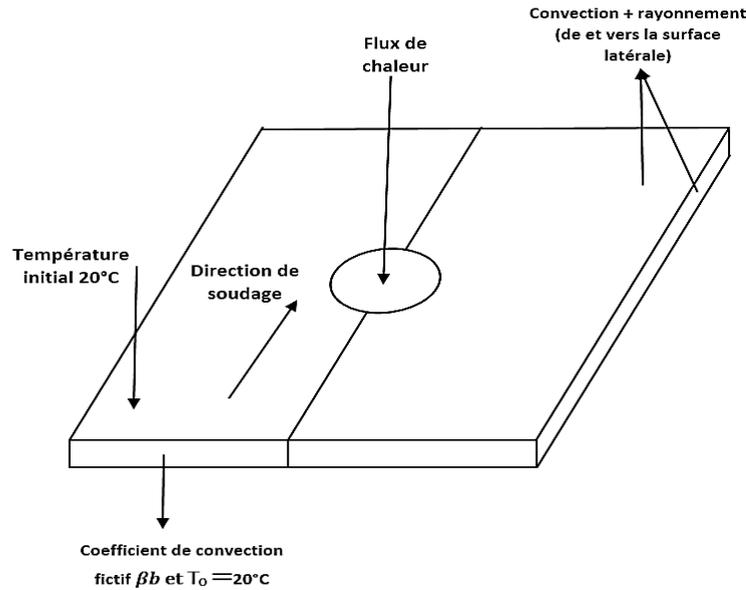


Figure II.7 : Représentation schématique de la condition aux limites pour l'analyse thermique

II.2.2.8. Entrée de flux thermique

Le processus de soudage par friction malaxage produit de la chaleur en raison du frottement entre l'épaulement de l'outil et l'interface pièce et en raison de la déformation plastique du métal soudé près de la broche. La chaleur générée par la déformation plastique du métal soudé près de la broche est d'une ampleur négligeable et est difficile à quantifier [117, 118, 119]. Par conséquent, il a été négligé dans cette étude. Donc dans ce modèle, la chaleur générée par le frottement entre la pièce et l'épaulement de l'outil est la seule source de génération de chaleur.

L'apport thermique total en watts pour ce modèle est calculé à l'aide de Chao et al. [117] équation et est appliqué comme un flux de chaleur en mouvement. L'apport thermique total Q est donné par l'équation (II.7)

$$Q = (\omega r_o^2 + \omega r_i^2) 4\pi \mu F (r_o + r_i) \quad (\text{II.7})$$

Où ω est la vitesse de rotation de l'outil, μ le coefficient de frottement, F la force dirigée vers le bas et r_i est les rayons de l'épaule et la pointe de la pince.

Le taux d'entrée de chaleur dans la pièce à usiner q_r est supposé être symétrique d'axes et linéaire répartis dans la direction radiale [117] et est calculé à l'aide de l'équation (II.8).

$$q_r = 3Qr / 2\pi (r_o^3 - r_i^3) \quad \text{pour } r_i \leq r \leq r_o \quad (\text{II.8}).$$

Dans la présente simulation, le flux thermique q_r obtenu à partir de l'équation (II.8) est appliqué de la manière suivante : charge de surface en utilisant la condition limite tabulaire. Le mouvement de l'outil FSW est mis en œuvre par la création d'un système de coordonnées cylindrique local et par calcul de la charge thermique de chaque nœud à chaque pas de temps instantané.

Les dimensions de l'outil et les valeurs des autres paramètres utilisés dans cette étude ont été obtenues à partir des informations suivantes : Zhu et Chao [112] pour la corrélation avec les données de recherche publiées. Le diamètre d'épaulement de l'outil utilisé dans cette étude était de 20 mm, alors que le diamètre de pion était supposé égal à zéro. L'hypothèse a été faite sur la base des conclusions de Russell et Sheercliff [120] selon lesquelles la chaleur générée à la broche de l'outil est de l'ordre de 2% de la chaleur totale et donc négligeable. Les valeurs ajustées de Q et βb ont été utilisées dans cette étude. Pour la vérification du modèle, les valeurs d'entrée de chaleur $Q = 760$ watts et $\beta b = 100$ W/cm²°C pour 1000 tr / min ont été utilisés.

II.2.2.9. Modèle mécanique

La deuxième étape de l'analyse thermomécanique est le développement du modèle mécanique. Les distributions de température obtenues à partir de l'analyse thermique sont utilisées en tant qu'intrants dans le modèle. Ce modèle est utilisé pour estimer les contraintes résiduelles induites par la soudure. Le modèle mécanique développé pour l'analyse est décrit dans cette section suivant la figure II.8.

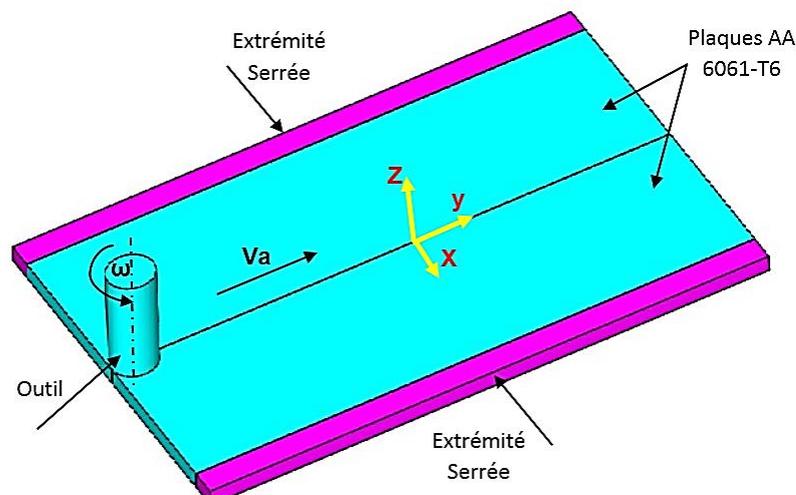


Figure II.8 : Configuration et conditions aux limites.

Hypothèses

Les hypothèses suivantes ont été mises au point lors de l'élaboration du modèle structurel :

- La déformation se produit symétriquement le long de la ligne de soudure, donc seule la moitié de la pièce est modélisée.
- Le matériau de la plaque est homogène.
- L'effet du fluage est négligé car il n'y a pas de charge thermique cyclique impliquée.

II.2.2.10. Eléments utilisés et développement du maillage

Un élément structurel défini par huit nœuds ayant trois degrés de liberté à chaque nœud est utilisé pour la modélisation de la plaque. Cet élément favorise la plasticité, l'hyperélasticité, rigidité sous contrainte, fluage, grande déviation et grandes capacités de déformation [111]. Dans la présente analyse, le modèle de transfert de chaleur contenant l'élément thermique équivalent SOLID226 est remplacé par SOLID185 en basculant le type d'élément de thermique à structural en utilisant la commande ETCHG. L'avantage d'utiliser ce type d'élément est que les températures obtenues à partir de l'étape thermique peuvent être appliquées en tant que charge d'élément sur les nœuds. La géométrie, les emplacements des nœuds et les coordonnées de cet élément sont égales à ceux de l'élément SOLID226. Un motif de maille identique généré pour l'analyse thermique est utilisé dans l'analyse structurelle.

II.2.2.11. Modèle de plasticité

Le comportement plastique impliqué dans le processus de soudage par friction malaxage commence lorsque la contrainte induite dépasse la limite d'élasticité du matériau. Le modèle de plasticité est défini par trois principes essentiels : un critère de rendement, une règle d'écoulement et une règle de durcissement [111]. Un critère de rendement détermine le niveau de contrainte auquel le rendement est amorcé, une règle de flux relie les incréments de contrainte appliqués à la déformation plastique résultante, et une règle de durcissement décrit le changement de rendement en fonction des déformations plastiques [111,121].

Dans la présente analyse thermomécanique, la théorie incrémentale de la plasticité est utilisée. La déformation plastique du matériau est supposée obéir au critère de rendement de Von Mises, les règles d'écoulement et la règle d'écrouissage. Cette hypothèse est faite sur la base de l'hypothèse faite par Zhu et Chao [112] dans leur étude. En conséquence, un modèle de durcissement isotrope bilinéaire (BISO), fourni par le logiciel ANSYS® est utilisé. Un modèle BISO intègre les critères de rendement de Von Mises et les règles de flux associées à une

règle d'écrouissage isotrope. Dans le modèle, le comportement contrainte-déformation est décrit par les courbes bilinéaires contrainte-déformation.

II.2.2.12. Conditions aux limites

Dans la présente analyse, une analyse par éléments finis couplés séquentiellement est effectuée. Les historiques de température obtenus à partir de l'analyse thermique sont appliqués en tant que charges corporelles dans l'analyse mécanique. Les forces résultant de la dilatation thermique du matériau de la pièce sont les seules forces prises en compte dans cette analyse. Les conditions aux limites suivantes sont utilisées pour l'analyse mécanique :

- Le mouvement vertical des plaques à soudés par rapport à la surface inférieure est nul.
- Les deux plaques sont fixées par serrage par une bande d'acier de 200 mm de longueur (200 mm x 6 mm x 3 mm) sur chaque plaque à une distance de 46 mm du centre de la ligne de soudage. Des conditions aux limites totalement rigides sont appliquées à ces emplacements de serrage. Les contraintes de serrage sont relâchées une fois la soudure refroidie à température ambiante.
- Il n'y a pas de déplacements le long de la surface symétrique.

II.2.3. Simulation

La modélisation thermomécanique a été réalisée en deux étapes. L'analyse thermique transitoire est la première étape suivie d'une analyse structurelle transitoire non linéaire dans la deuxième étape. Figure II.9 illustre l'organigramme de la méthode utilisée pour l'analyse par éléments finis. Puisque le problème implique une analyse non linéaire, l'option complète de Newton- Raphson a été utilisée pour résoudre ce problème de non linéarité.

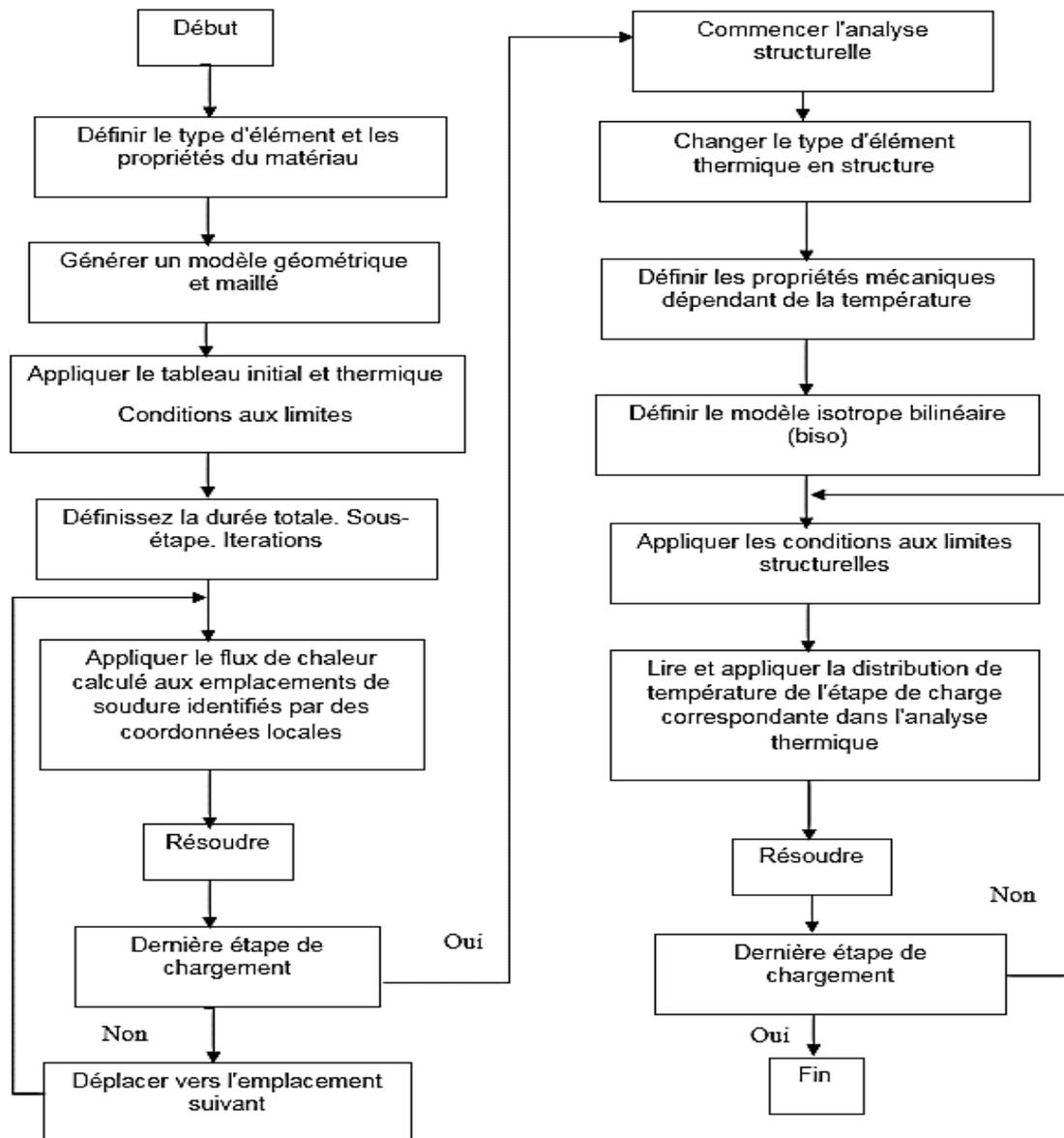


Figure II.9 : Organigramme de l'analyse thermomécanique couplée séquentiellement

II.3. Procédure expérimentale

II.3.1. Matériaux utilisés

Dans cette étude nous avons utilisé deux types de matériaux. le premier est destiné pour l'opération de soudage FSW, nous avons utilisé un outil en acier fortement allié qui porte la désignation, Acier AISI A2 avec les propriétés montrés sur le tableau II.5.

Tableau II.5 Propriétés de l'acier AISI A2 [122, 123]

	Temperature (°C)	Conductivité thermique (W/m °C)	Chaleur spécifique (J/kg °C)	Densité (kg/m ³)	Module Young (GPa)	Limite d'élasticité (MPa)	Dilatation thermique (µm/ °C)	Coefficient de poisson	Point de fusion (°C)
Acier AISI A2		23.8	1096	7860	203	450	10.6	0.23	1400

Le deuxième matériau étudié est un alliage d'aluminium 6061-T6 fourni sous forme de plaques de 2 mm d'épaisseur la composition chimique de ce matériau représenté sur le tableau II.1.

L'aluminium 6061-T6 est également un alliage à durcissement structural, c'est-à-dire qu'il tire ses propriétés mécaniques de la taille et de la distribution des précipités qu'il contient. Il s'agit d'un alliage très répandu de la série 6XXX. Ses principaux éléments d'addition sont le magnésium et le silicium. Les alliages d'aluminium de la série 6XXX sont très nombreux. Ils se différencient par leur teneur en magnésium (qui peut varier de 0,8 à 1,2 %) et leur teneur en silicium (de 0,4 à 0,8 %). Ils comportent également des éléments d'alliage secondaires comme le chrome, le manganèse, le cuivre, etc. qui jouent également un rôle dans les propriétés des alliages de cette série.

Tableau II.6 : Composition de l'alliage 6061-T6 en pourcentage massique [124].

Mg	Si	Fe	Cu	Zn	Ti	Mn	Cr	Al
0.8-1.2	0.4-0.8	0.7	0.15-0.40	0.25	0.15	0.15	0.04-0.35	balance

Les alliages d'aluminium 6061-T6 font l'objet de nombreuses études principalement sous un aspect métallurgique mais également sous un aspect mécanique. Les propriétés mécaniques classiques (la limite d'élasticité à 0,2 % $R_{p0.2}$, la limite à la rupture R_m , l'allongement à rupture A , le module d'élasticité E et le coefficient de poisson ν) couramment admises sont données dans le tableau II.7.

Tableau II. 7 : Propriétés mécaniques de l'Al- 6061[124].

$R_{p0.2}$(MPa)	R_m (MPa)	A (%)	E (GPa)	ν
280	310.5	15	69.5	0.33

Les caractéristiques mécaniques et physiques des alliages d'aluminium varient avec la température. Puisque le soudage est un procédé à haute température. Le tableau III.3 montre les caractéristiques mécaniques et physiques en fonction de la température. On remarque aussi

que le module de Young varie fortement avec la température.

Le comportement de l'alliage d'aluminium 6061 T-6 est très différent en fonction de la température. La limite d'élasticité de cet alliage passe d'environ 277.7 MPa à une valeur de l'ordre de 0 MPa à 571.1 °C (voir le Tableau II.4).

II.3.2. Moyens de soudage

II.3.2.1. Machine de soudage

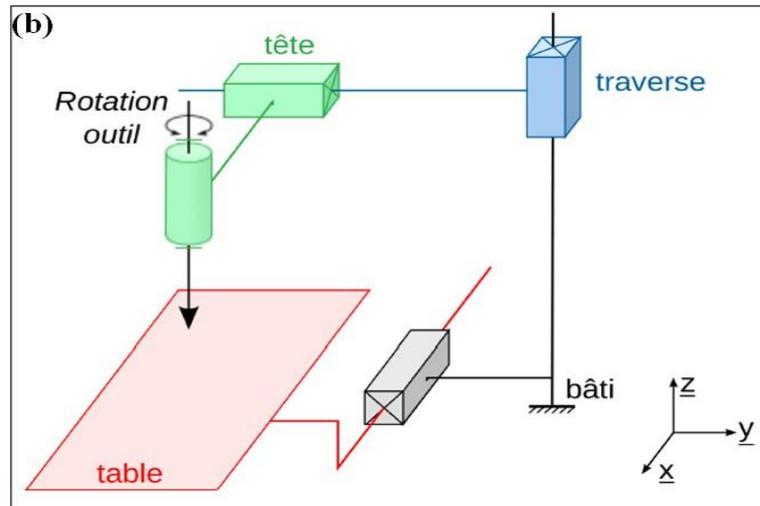
Les essais de soudage ont été réalisés sur une fraiseuse conventionnelle modifiée. Cette fraiseuse est largement utilisée pour les opérations d'usinage dans l'industrie. C'est l'une des premières machines utilisées pour réaliser le soudage par friction malaxage. La figure (II.10) présente une fraiseuse modifiée. Cette machine possède les caractéristiques nécessaires, d'un point de vue cinématique pour procéder au soudage par FSW. Avec un contrôle en position, l'outil reste alors fixe par rapport à la surface des pièces tout au long du soudage.

La fraiseuse que nous avons utilisé est caractérisée par :

- Une puissance de 5 KW.
- Une gamme de vitesses de rotation de 45 à 2000 tr/min.
- Une gamme de vitesses d'avance de 16 à 800 mm/min.

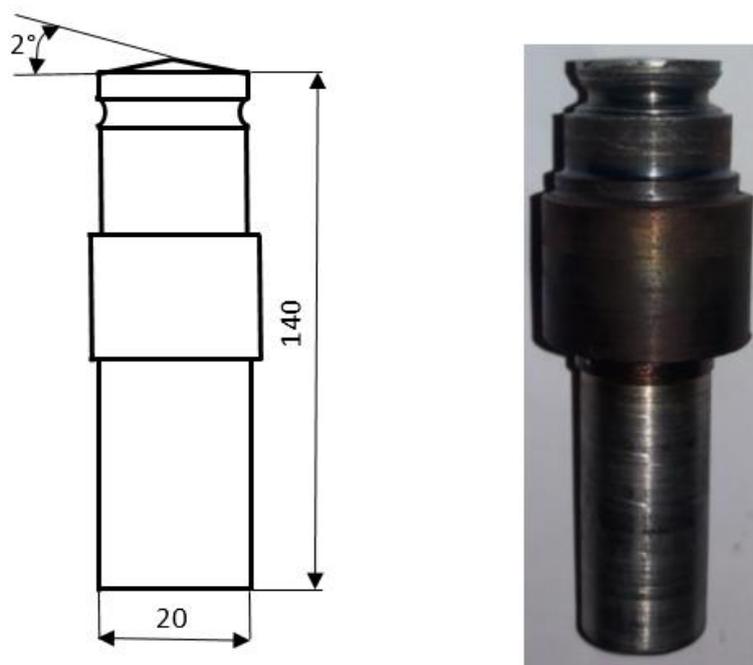
Cette machine à quatre degrés de liberté (trois translations suivant les axes X, Y, Z et une rotation autour de l'axe Z, montrer sur La figure (II.11) et équipé d'une tête de porte outil de soudage.



Figure II.10 :Fraiseuse modifié pour le soudage FSW.**Figure II.11**: Schéma cinématique, représentation les axes de rotation et translations.

II.3.2.2. Outil de soudage

L'outil utilisé pour ce soudage est un corps ayant un épaulement avec conicité de 2° . L'épaulement lisse est de 20 mm de diamètre (figure II.12). Ce profil de l'outil a été établi après plusieurs essais afin de déterminer le diamètre et la conicité optimaux, qui permet de réaliser une soudure sans défauts à la racine du joint et à la surface.

**Figure II.12** : Outil de soudage par friction-malaxage sans pion.

II.3.2.3. système de bridage

Le système de bridage illustré à la figure II.13 doit résister aux forces qui tendent à écarter et déplacer les pièces à assembler. L'importance de ces forces capables de déformer la surface supérieure des plaques a soudées. Bien que l'épaulement de l'outil exerce une force axiale pour garder le joint en appui sur le support, c'est le système de bridage qui doit assurer cette fonction.



Figure II.13 :Système de bridage.

II.3.2.4. Description du protocole de soudage

La configuration de la présente étude consiste à souder deux 02 tôles en aluminium 6061-T6. Lors des essais, on considère une seule configuration d'outil décrite sur la Figure II.12, correspondant aux différentes combinaisons possibles des paramètres de soudage, afin de comparer les résultats du modèle numérique avec les résultats expérimentaux pour pouvoir valider le modèle. Une campagne de 10 essais a été réalisée, en choisissant au moins un paramètre de soudage comme celle du modèle numérique afin de les comparés.

Les principales étapes du protocole adopté lors du soudage sont :

- Positionner l'outil au-dessus des plaques au début du joint
- Incliner l'outil de 1.5 degré.
- Lancer la rotation de la tête de la machine à 1000, 1400,2000 tr/mn.
- Plonger l'outil de 0.4 mm mutuellement.

- Attendre 4.5secondes(temps de préchauffage). Ce délai est nécessaire pour assurer un équilibre thermique.
- Lancer le déplacement de l'outil à une vitesse d'avance de 16 ,31 et 63 mm/mn.
- Passer en mode force contrôlée en appliquant une force verticale au moment de soudage. L'application d'une force supérieure à risque de provoquer le contact de l'extrémité de l'outil avec la plaque de support.
- Remonter l'outil à la fin du joint et arrêter la machine.

Les paramètres de soudage utilisé dans cette étude tell que la vitesse de rotation, la vitesse d'avance et l'inclinaison de l'outil sont représentés dans le tableau II.8.

Tableau II.8 : Les paramètres de soudage

	Vitesse de rotation (tr/min)	Vitesse d'avance (mm/min)	Inclinaison (°)
Essaie 1	1000	16	1.5
Essaie 2	1400	31	1.5
Essaie 3	2000	16	1.5
Essaie 4	2000	31	1.5
Essaie 5	2000	63	1.5

II.3.3. Mesures de températures au cours desoudage

Parmi les résultats qu'on peut trouver après le soudage nous avons opté pour la température afin de la comparer avec le modèle numérique FEM dans le but de valider ce dernier. Par manque du matériel nous n'avons pas pu choisi d'autre paramètres telles que les contraintes résiduelles.

Afin de déterminer la température maximale au cours de soudage, il est indispensable d'effectuer des mesures de température pour plusieurs conditions de soudage différentes (Vitesses de rotation et de vitesse d'avance). Il est difficile d'installer des thermocouples au milieu du plaques parce qu'elles sont mince. La disposition générale des thermocouples placés sur les plaques est visible sur la figure (II.14). Les thermocouples positionnés a des distances bien déterminé par rapport au joint de soudure représenté sur la figure (II.15).

Le type de thermocouple : type K et de 0.5 mm de diamètre. Avant d'installé, une couche de

pâte thermique a été appliquée sur l'extrémité des thermocouples introduite sur la plaque à souder afin d'assurer un bon contact thermique entre la pièce et le thermocouple.



Figure II.14 : thermocouples sont installés sur les plaques.

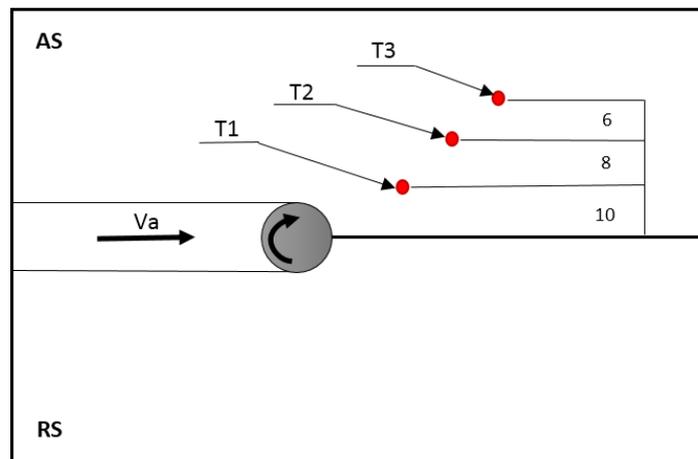


Figure II.15 : Positionnement des thermocouples par rapport au joint de soudure.

II.3.4. CARACTERISATION MECANIQUE

II.3.4.1. Micro dureté

Le but de cet essai est de voir l'évolution de la dureté sur la section transversale du joint soudé, à l'aide d'un Microduromètre Shimadzu HMV-2000 (figure II.16). Pour chaque joint de soudure on a prélevé un échantillon, ainsi on a choisi le côté d'avance (AS) comme le point de départ pour la mesure. La microdureté de différentes plaques soudées a été mesurée selon la norme Vickers. Le principe de cet essai est l'action du pénétrateur de type pyramide en diamant, à base carrée et d'angle au sommet entre faces opposées égal à 136° sur le matériau. L'empreinte laissée par cette action est une pyramide en creux de diagonale moyenne d (en mm, moyenne des deux diagonales du carré de base). Une charge de 1000 g a été utilisée et une moyenne de 50 lectures par plaque. La dureté est donnée par le rapport de la charge à la surface latérale de l'empreinte pyramidale, exprimée sans dimension :

$$HV = 0.102 \frac{2F \cdot \sin(136^\circ/2)}{d^2} = 0.189F/d^2.$$



Figure II.16: Le Microduromètre HV.

Un polissage est nécessaire avant de prendre les mesures de microdureté, pour avoir un état de surface sans aucune rayure susceptible de gêner l'enfoncement du pénétrateur. A l'aide d'une polisseuse mécanique (figure II.17), le polissage des échantillons passe par des papiers abrasifs Si-C (500, 800, 1000).



Figure II.17: Polisseuse mécanique type P 260 MECAPOL.

II.3.4.2. Essai de traction

L'essai de traction est le moyen qui était employé pour caractériser le comportement mécanique des matériaux étudiés sous une sollicitation progressive à une vitesse de déplacement fixée à 2 mm/min. Des éprouvettes du matériau concerné ont été prélevées, en forme plate conformément à la norme ASTM-E8 00 [125], comportant une partie centrale calibrée à section $S=12 \text{ mm}^2$ et longueur $L= 100 \text{ mm}$. Les essais de traction ont été faits, en température ambiante, sur une machine d'essai servo-hydraulique INSTRON 8516 commandée par ordinateur (figure II.8). La machine impose un allongement croissant à l'éprouvette et enregistre simultanément l'effort appliqué F et l'allongement ΔL . L'essai poursuivi jusqu'à rupture va nous permettre de mesurer l'allongement ultime. La géométrie et une photo des éprouvettes usinées sont représentés dans la figure II.19.

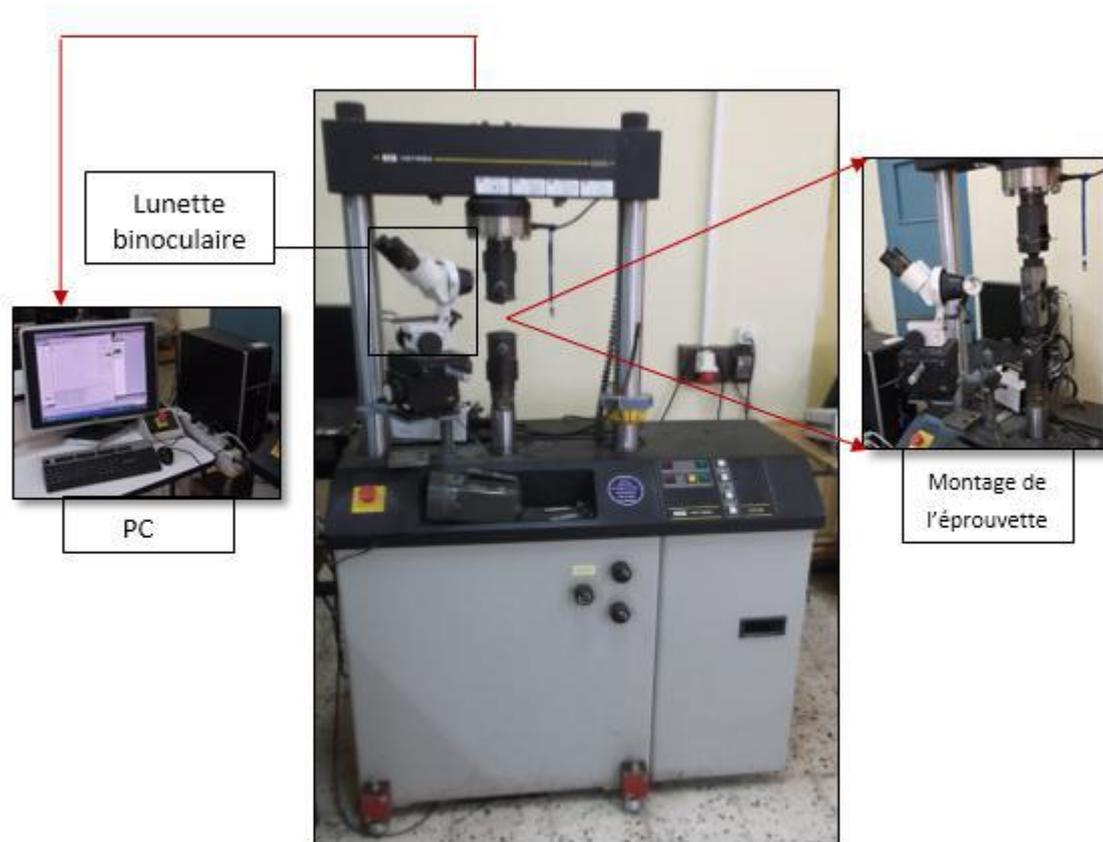


Figure II.18: Machine universelle utilisée pour les essais de traction.

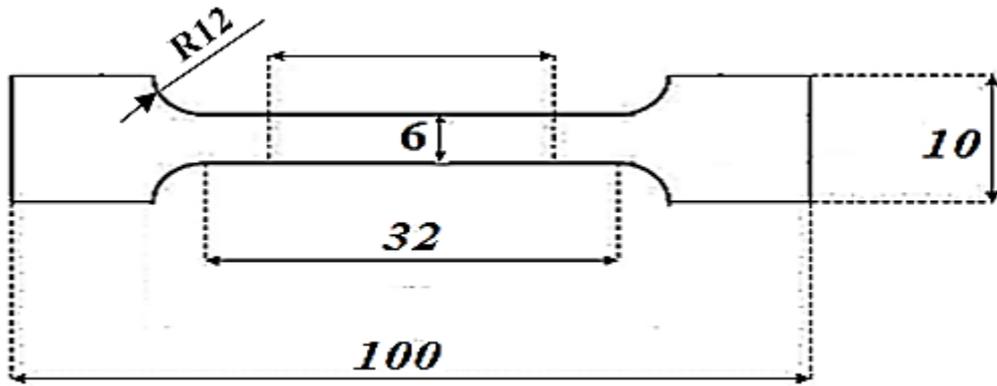


Figure II.19: Dimension de l'éprouvette de Traction.

II.4. Conclusion

Le présent chapitre est divisé en deux parties : la première partie consistait à présenter le modèle numérique ainsi que le développement mathématique de ce modèle. La deuxième partie concernait à présenter la méthodologie expérimentale adoptée dans ces travaux de thèse.

La connaissance des flux thermiques et des contraintes générés au cours et après le soudage FSW est un verrou essentiel pour la modélisation de l'aspect thermomécanique de ce procédé. La première partie est consacrée à la présentation des équations gouvernant le comportement thermomécanique du procédé dans les différentes parties et de l'outil et des pièces à souder.

L'ensemble des moyens expérimentaux mis en œuvre dans la deuxième partie de ce chapitre permettra, dans un premier temps, de caractériser le comportement des joints soudés par FSW de l'alliage 6061 T6, et de comparer les résultats trouvés par ceux du modèle numérique.

CHAPITRE III

Simulation numérique du FSW

III.1.	Introduction	75
III.2.	Les forces de réactions	75
III.3.	Les contraintes principales	80
III.4.	Contraintes résiduelles	82
III.5.	Distribution de la température	85
III.5.1	Distribution de la température Par rapport au joint de soudage	85
III.5.2	Distribution de la température en fonction de la vitesse de rotation	87
III.5.3	Distribution de la température en fonction de la vitesse d'avance	88
III.6.	Analyse de la distribution des contraintes de Von Mises dans le cordon de soudage ...	93
III.7.	La déformation plastique	99
III.8.	Conclusion	103

III.1. Introduction

Dans la littérature exposé dans le premier chapitre, nous avons décelé que la méthode des éléments finis est la plus utilisée comme méthode de simulation pour résoudre ce genre de problème. Cependant, plusieurs chercheurs ont déjà travaillé sur la modélisation et la simulation numérique du procédé FSW. Les chercheurs ont développés des modèle pour prédire soit la température générée au cours de soudage soit les contraintes résiduelles séparément. Ils ont mis le point sur la complexité de mise en œuvre de ce procédé dans le cas des géométries tridimensionnelles complexes et de même le temps de calcul important comme dans le cas de grandes déformations.

Dans ce chapitre, on s'intéresse particulièrement à la présentation et discussion des résultats de la simulation numérique du procédé FSW trouvé par le modèle présenté dans le chapitre II. Le présent modèle prend en considération le couplage thermomécanique pour prédire la température et les contraintes résiduelles par un seul modèle numérique. Plusieurs résultats trouvé par le modèle existent ont été exposé et discuté à savoir ; les forces de réactions, les contraintes résiduelles, la température générée et les contraintes Von mises. Afin de contrôler et juger le modèle de simulation du processus FSW, les déformations plastique ont été évoqués.

III.2. Les forces de réactions

Lors de cette étude numérique, les diagrammes des composantes de force apparaissant pendant le processus de soudage et les diagrammes de la température dans les positions de mesure adoptées sont obtenus. Trois étapes ont été considérées et repérées dans les figures III.1, 3et.5 à savoir l'étape de plonger, de préchauffage et de soudage.

La durée du processus dépend de la vitesse de soudage. Pour une vitesse de 80 mm / min la durée du processus de soudage est de 126 s. Pour une vitesse de 1000 mm / min la durée du processus de soudage est de 112,5 s. Pour une vitesse de 140 mm / min, la durée du processus de soudage est 96.5 s. La durée du processus est très importante du point de vue de la qualité des joints et de la productivité du processus de soudage.

Les forces F_z et F_y atteignent leurs valeurs les plus élevées pour tous les points du modèle numérique de la première étape du processus. Etant donné qu'à cette étape l'outil est plongé dans le matériau, des valeurs variables de la force sont obtenues. Comme F_z est une force axiale qui presse le matériau, elle a toujours des valeurs positives. En raison de la

conséquence de la génération de chaleur lors de la plongée de l'outil, le matériau de la force de F_x peut également avoir des valeurs négatives. Comme le sens de rotation de l'outil correspond au sens de rotation des aiguilles de l'horloge, les valeurs de l'effort F_x sont obtenues positivement car, lors de la rotation, l'outil a tendance à faire tourner les pièces dans le même sens. À ce stade, les valeurs maximales des forces F_x , F_y et F_z sont 808.3 N, 449 N, 730 N respectivement pour toutes les vitesses.

Lorsque le processus de soudage commence, les forces F_x , F_y et F_z varient en fonction du temps de soudage. Pour le procédé de soudage par FSW, du point de vue de la consommation d'énergie, le plus important est la composante verticale de la force F_z , souvent appelée force de soudure. Pour chaque point du modèle numérique, la composante F_z comparée aux deux autres composantes de la force F_x et F_y a une valeur plus élevée. La force F_z va de 588 à 1293 N pour une vitesse de 80 mm/min (*Figure III.2*), de 540 à 1425 N pour une vitesse de 100mm/min (*Figure III.4*) et de 610 à 1590 N pour une vitesse de 140 mm/min (*Figure III.6*).

Sur la valeur de la force F_y , la vitesse de soudage a la plus grande influence. Plus la vitesse de soudage est élevée, plus la résistance du matériau à l'outil est élevée et plus la force longitudinale F_y est élevée elle varie de 341.1 à 993 N pour une vitesse de 80 mm/min, de 340 à 1098 N pour une vitesse de 100mm/min et de 346 à 1218 N pour une vitesse de 140 mm/min. Un autre facteur important qui influence la valeur de la force F_y est la vitesse de rotation angulaire de l'outil et la surface de l'outil en contact avec le matériau. Si la vitesse de rotation de l'outil est plus grande et la surface de l'outil plus grande, plus de chaleur est générée, ce qui permet à l'outil de se déplacer facilement dans le matériau, de sorte que la résistance est plus petite et que la valeur de la force F_y soit plus faible. Si la vitesse de rotation de l'outil est inférieure et que la surface de l'outil génère moins de chaleur, la résistance au mouvement de l'outil sera supérieure et, par conséquent, la force longitudinale F_y sera supérieure.

Au cours du processus FSW, la force F_x agissant dans le sens latéral a des valeurs relativement faibles par rapport aux autres forces, de sorte que son influence sur le processus de soudage est relativement faible.

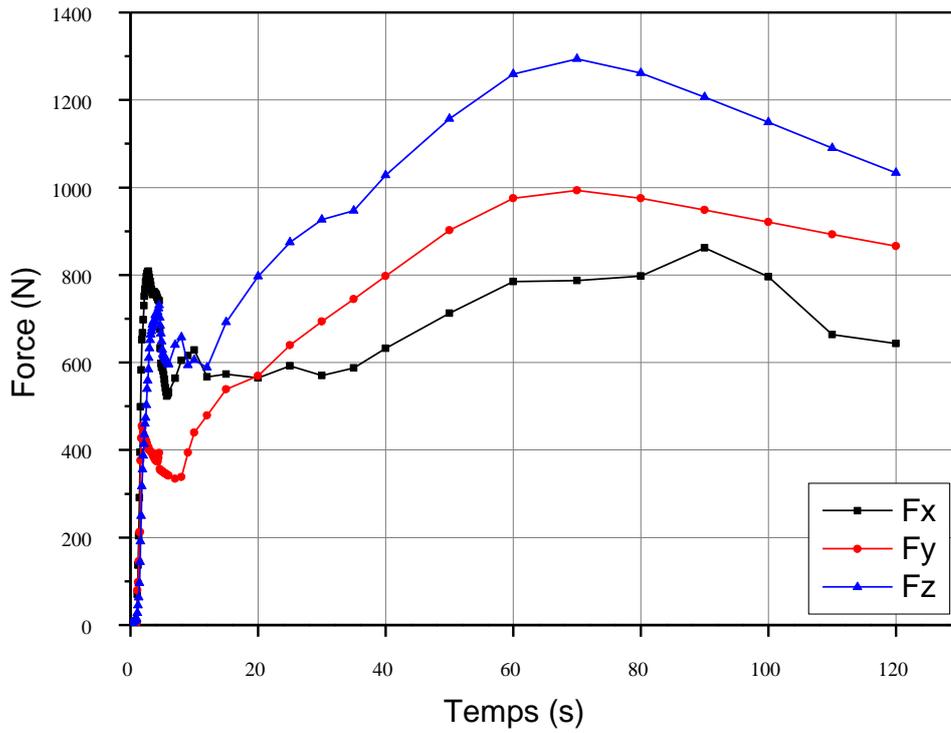


Figure III.1 : forces de réactions pour la Vitesse = 80 mm/min

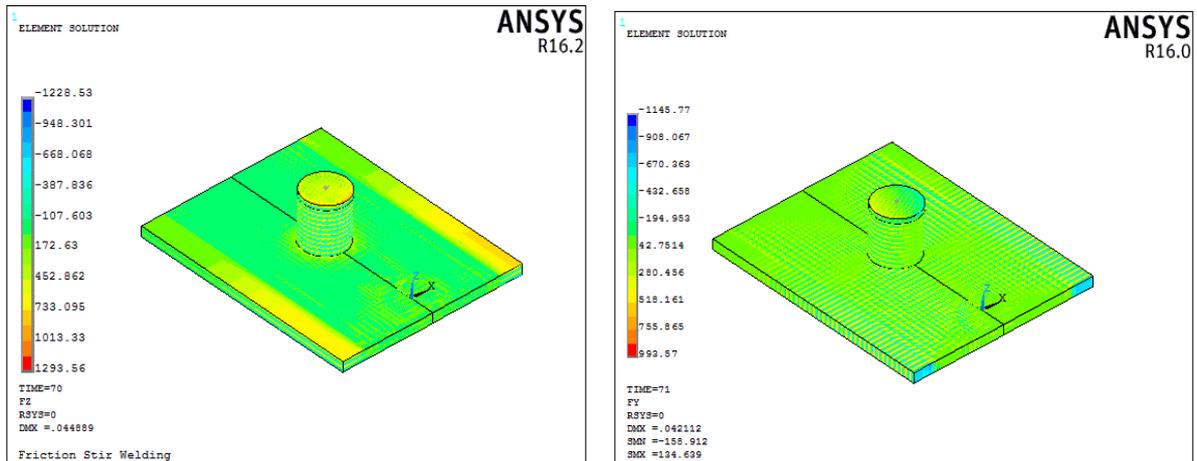


Figure III.2 : Cartographie des forces de réactions Fy et Fz pour la Vitesse = 80 mm/min

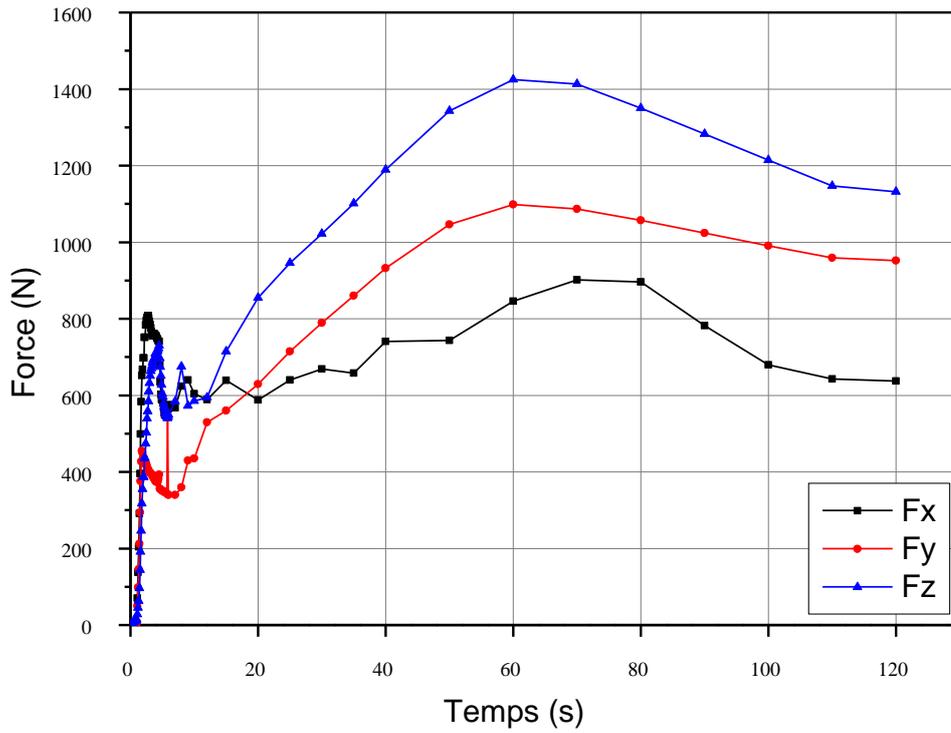


Figure III.3 : forces de réactions pour la Vitesse = 100 mm/min

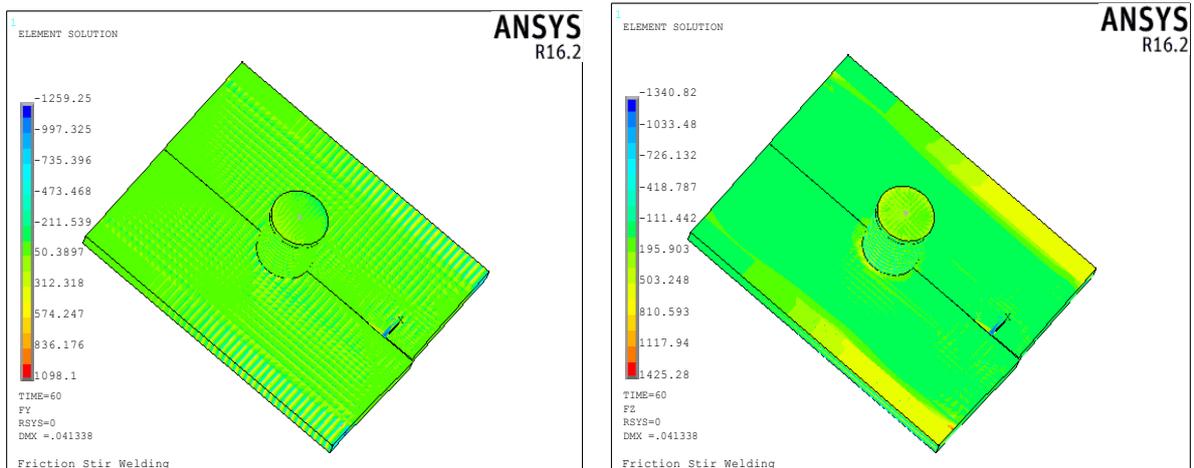


Figure III.4 : Cartographie des forces de réactions Fy et Fz pour la Vitesse = 100 mm/min

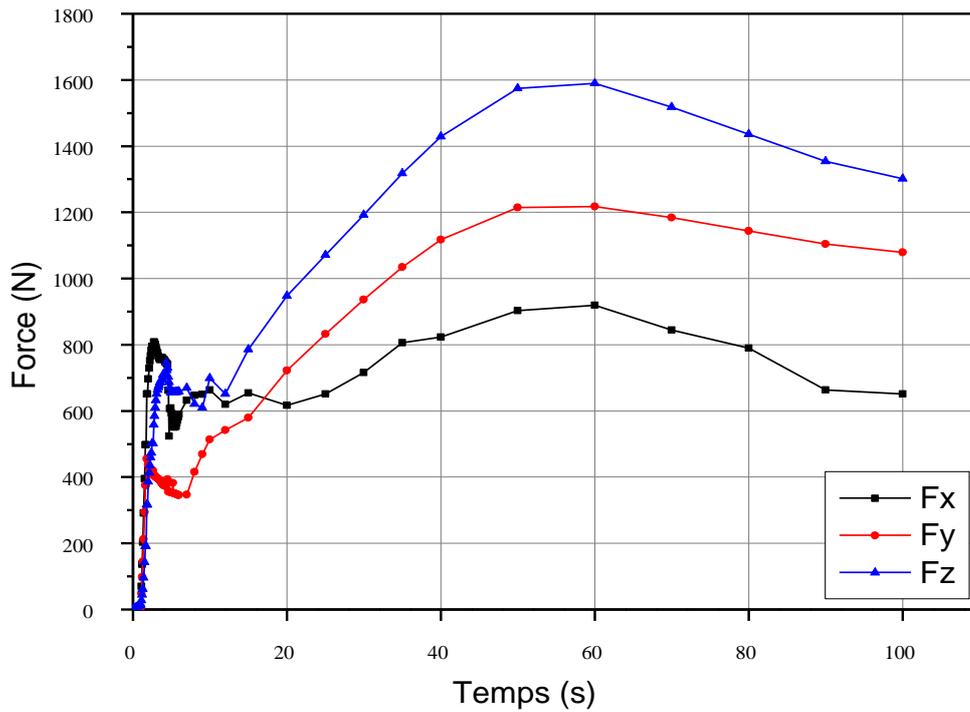


Figure III.5 : forces de réactions pour la Vitesse = 140 mm/min

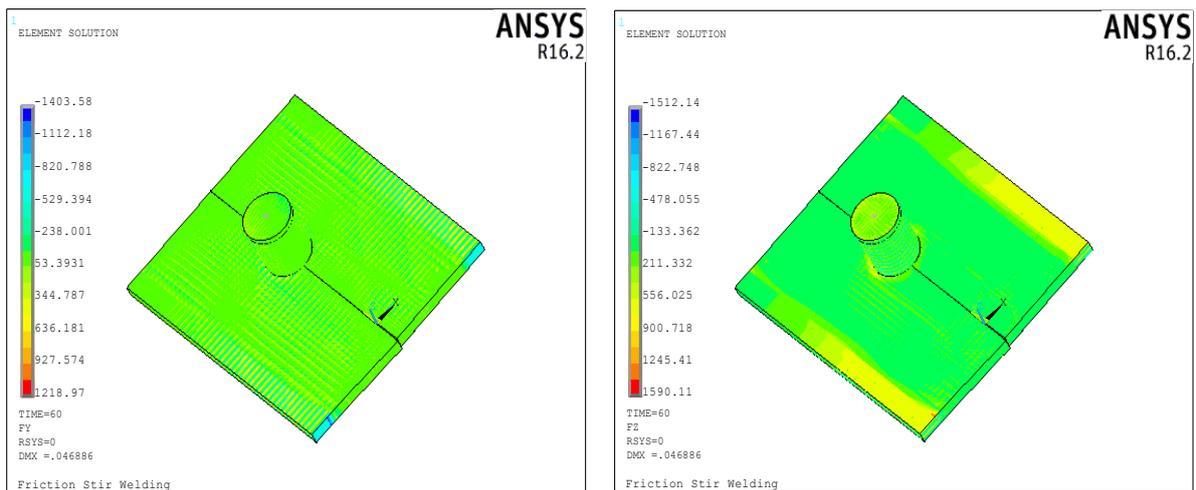


Figure III.6 : Cartographie des forces de réactions Fy et Fz pour la Vitesse = 140 mm/min

III.3. Les contraintes principales

Les figures III.7, III.8 III.9 montrent la distribution des contraintes principales dans le matériau soudé dans trois directions au temps de 55 s (étape 3) après le début du soudage. Figure III.7 montre la distribution principale des contraintes dans la direction longitudinale (direction y). On peut voir que les parties de la région (A et B) de la plaque située devant l'outil est soumise à une contrainte de compression (valeur négative). Les régions de C, D et E dans la plaque derrière l'outil sont soumises à une contrainte de traction avec une valeur maximale à l'arrière de la plaque. La répartition des contraintes sur la surface supérieure de l'outil est relativement uniforme.

Dans la direction verticale (direction z), les régions (A, B) de la plaque, à l'exception de la région D, sont soumises à une contrainte de compression, comme le montre la Figure III.8. La raison des emplacements des valeurs de contrainte minimale et maximale peut être expliquée par la combinaison de l'effet thermique, du serrage de la plaque et de l'effet mécanique de l'épaulement. La modélisation de la distribution des contraintes dans FSW sans tenir compte de l'effet thermique a été effectuée et les résultats calculés montrent que la contrainte minimale dans la plaque est formée dans la région située sous l'outil avec une intensité maximale formée dans la région autour de l'outil.

Figure III.9 montre la répartition des contraintes dans la plaque soudée et l'outil le long de la direction latérale (direction x). La contrainte de compression se forme dans les régions A et B dans la partie avant de la plaque et les contraintes de traction dans la région D derrière l'outil. Les valeurs de contrainte minimale et maximale formées dans la plaque sont respectivement situées aux points d'extrémité avant et arrière de la plaque.

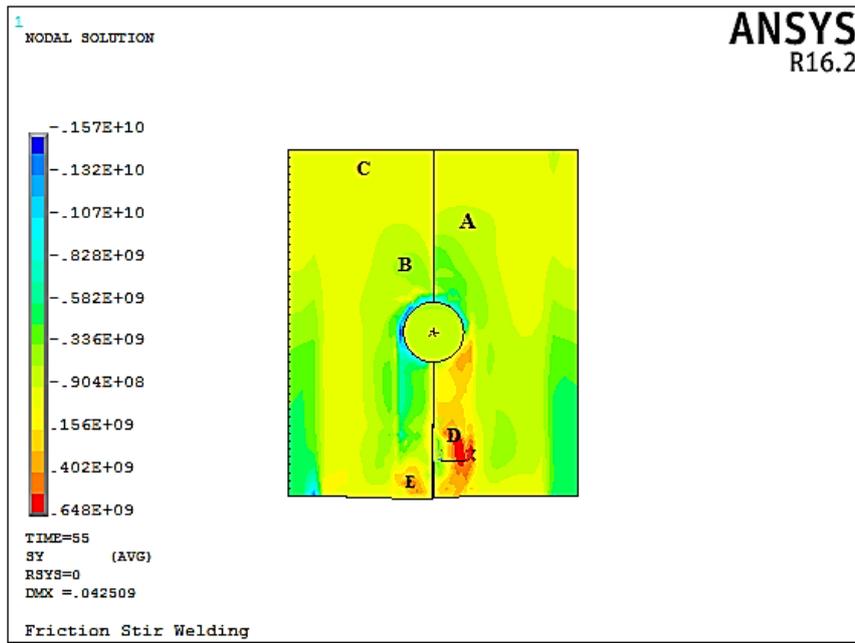


Figure III.7 : Distribution des contraintes principales direction y

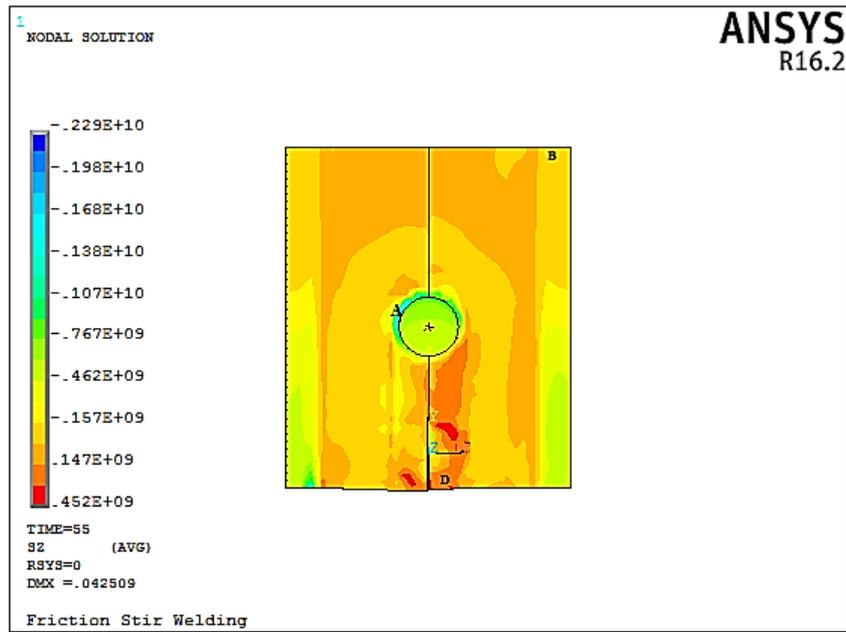


Figure III.8 : Distribution des contraintes principales direction z



Figure III.9 : Distribution des contraintes principales direction x

III.4. Contraintes résiduelles

Dans le procédé FSW, les plaques sont chauffées, plastifiées et reliées localement par la sonde plongée et l'épaulement se déplaçant le long de la ligne de jonction. Les contraintes résiduelles dues aux performances thermomécaniques du matériau et à la contrainte des plaques soudées par l'appareil sont l'une des principales préoccupations de ce processus. Une prédiction de la force de serrage appliquée sur les plaques pendant le bras de liaison doit être utile pour contrôler la contrainte résiduelle et la qualité du joint. En outre, la prévision de l'historique des forces dans le processus de travail en attente sera utile pour comprendre les mécanismes du processus et pour fournir des modèles valides de contrôle de ce processus.

Des quantités importantes de contraintes résiduelles sont souvent générées au cours du processus de FSW, entraînant une dégradation critique de l'intégrité structurelle et des performances des composants. Des contraintes résiduelles de traction et de compression existent dans les joints FSW.

Buffa et al. (2002) [126] ont utilisé un modèle EF 3D de validité générale pour différentes configurations de joint. Pour simuler le processus FSW par une approche monobloc. Le modèle est capable de prédire les contraintes résiduelles en ne considérant que les actions thermiques, grâce à une nouvelle approche économe en temps. Un bon accord entre les données calculées et mesurées expérimentalement a été trouvé. L'efficacité de la procédure numérique

présentée a été évaluée en comparant les temps de calcul de la méthode proposée avec ceux d'approches FE déjà connues.

Le présent modèle EF 3D consiste à étudier le processus FSW en tenant compte du couplage thermomécanique et son effet sur la distribution des contraintes résiduelles. La relation entre la contrainte résiduelle calculée de la soudure et les paramètres du processus, tels que la vitesse de rotation de l'outil et la vitesse d'avance a été étudiée et présentée. D'où l'importance d'étudier la distribution des contraintes résiduelles dans les soudures FSW. Les profils de contrainte résiduelle des vitesses de soudage de 80, 100 et 140 mm / min sont représentés sur les figures III.10 ,11 et 10 respectivement.

Nous voyons que pour les trois figures, le profil particulier de la composante $\sigma_{res}(zz)$ est un profil relativement symétrique contenant des pics. Les deux sommets d'extrémités situés de part et d'autre de la zone qui a été en contact avec l'épaulement : les maxima des sommets sont espacés de 20 mm tandis que le diamètre de l'épaulement est égal à 15 mm. Les valeurs maximales de $\sigma_{res}(zz)$ sont 122, 134 et 147 MPa pour les vitesses respectivement 80, 100 et 140 mm / min. Nous avons comparé qualitativement les résultats obtenus avec ceux de l'expérience de Wang et al. [127], n'ayant pas pris en compte la même configuration de soudage et le même alliage d'aluminium utilisé par cet auteur, nous avons pu valider le profil avec des pics, ainsi que la position de ces pics, situés en dehors de la zone délimitée par l'épaulement.

En ce qui concerne la valeur quantitative des contraintes résiduelles obtenues, il est possible de comparer les différentes vitesses de soudage, en comparant les valeurs des contraintes résiduelles par rapport à la limite d'élasticité à la température ambiante. Pour l'alliage en question, la limite d'élasticité est de 270 MPa, les contraintes résiduelles maximales aux vitesses 80, 100 et 140 mm / min sont de 122, 134 et 147 MPa, respectivement. Les contraintes résiduelles estimées sont donc comprises entre 45 et 54% de la limite d'élasticité à température ambiante. Dans leur travail, Wang et al. [127] ont effectué deux tests, le premier avec une vitesse de soudage faible et le second avec une vitesse de soudage élevée. Ils ont conclu que les contraintes résiduelles mesurées sont respectivement à 53% et 73% de la limite d'élasticité prise égale à 276 MPa pour un alliage d'aluminium 6061-T6. Ainsi, la valeur entre 45 et 54% obtenue dans la simulation est acceptable au regard des résultats expérimentaux. Cette valeur de 50% se retrouve également dans les travaux de Lawrjanie et al. [128]

Nous avons constaté que la contrainte résiduelle σ_{res} (zz) longitudinale est augmentée avec l'augmentation de la vitesse de d'avance. La vitesse angulaire de l'outil n'a pas été pris en considération vu qu'elle n'affecte pas la contrainte résiduelle longitudinale de manière significative.

Les contraintes résiduelles maximales se situent dans la ZAT et les contraintes résiduelles de compression minimales se situent du côté de la progression juste au-delà de la zone de soudure. La capacité de prédire avec précision les contraintes résiduelles et les distorsions résultantes est un produit clé des simulations de processus de soudage.

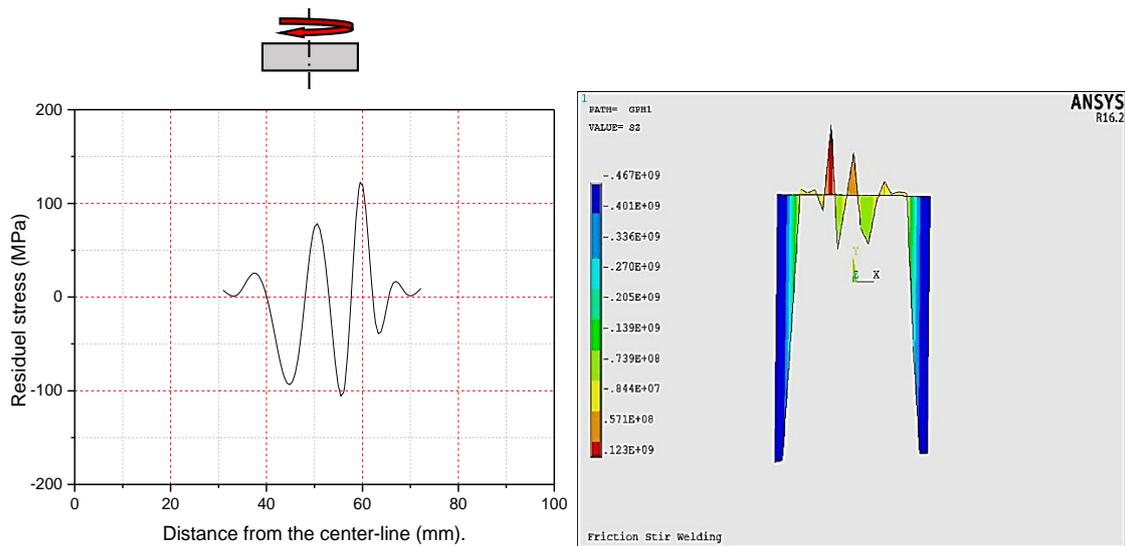


Figure III.10 : Profils et cartographie de contraintes résiduelles en fonction de la distance de centre de soudage pour la vitesse de 80 mm/min.

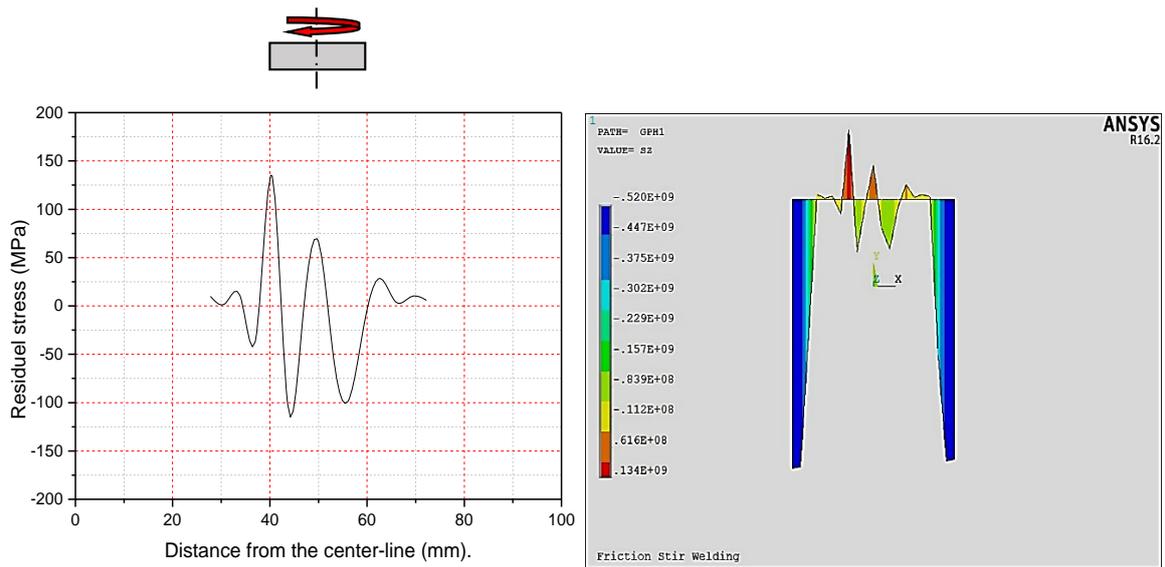


Figure III.11 : Profils et cartographie de contraintes résiduelles en fonction de la distance de centre de soudage pour la vitesse de 100 mm/min.

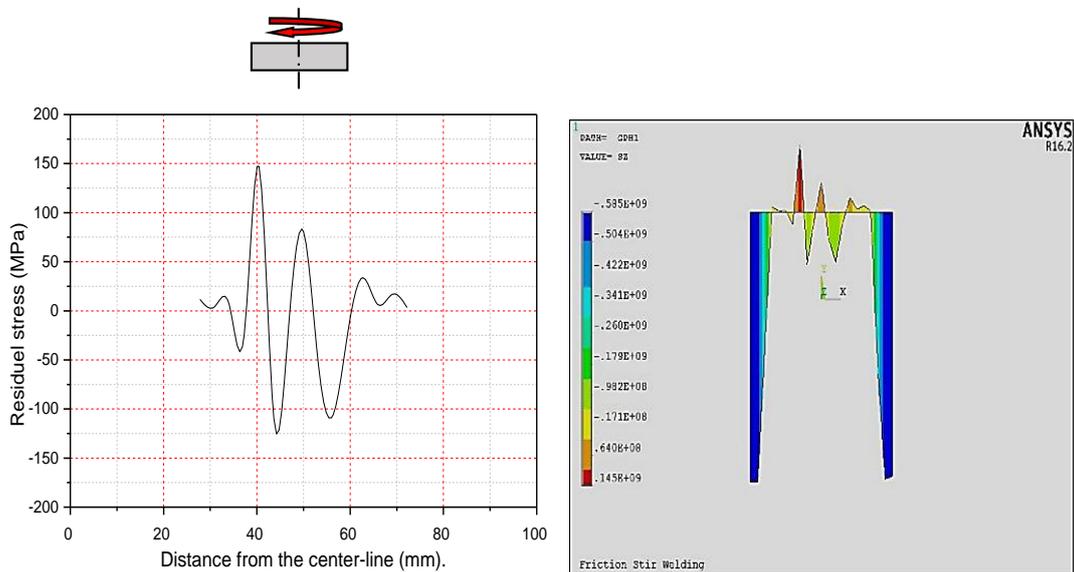


Figure III.12 : Profils et cartographie de contraintes résiduelles en fonction de la distance de centre de soudage pour la vitesse de 140 mm/min.

III.5. Distribution de la température

III.5.1. Distribution de la température Par rapport au joint de soudage

La figure III.13 (a) montre la distribution de température le long de la direction latérale, c'est à dire perpendiculaire au joint de soudure, pour les nœuds à 1,5 mm sous la surface supérieure de la plaque avec une vitesse de rotation de 1000 tr/min et une vitesse linéaire de 16

mm / min, à l'instant $t=35s$. Nous notons également que la température maximale trouvée est de $482\text{ }^{\circ}\text{C}$ au milieu des plaques, c'est à dire dans le noyau. On éloigne du joint de soudage la température diminue, elle est égale à $470\text{ }^{\circ}\text{C}$ à 10 mm du joint, donc on se retrouve dans la zone (ZATM). A une distance de 20 mm du joint soudé la température est de $296\text{ }^{\circ}\text{C}$, et à l'extrémité de la plaque la température est trouvé $150\text{ }^{\circ}\text{C}$. III.13 (b) montre la cartographie de la température pendant le soudage à $t=35s$.

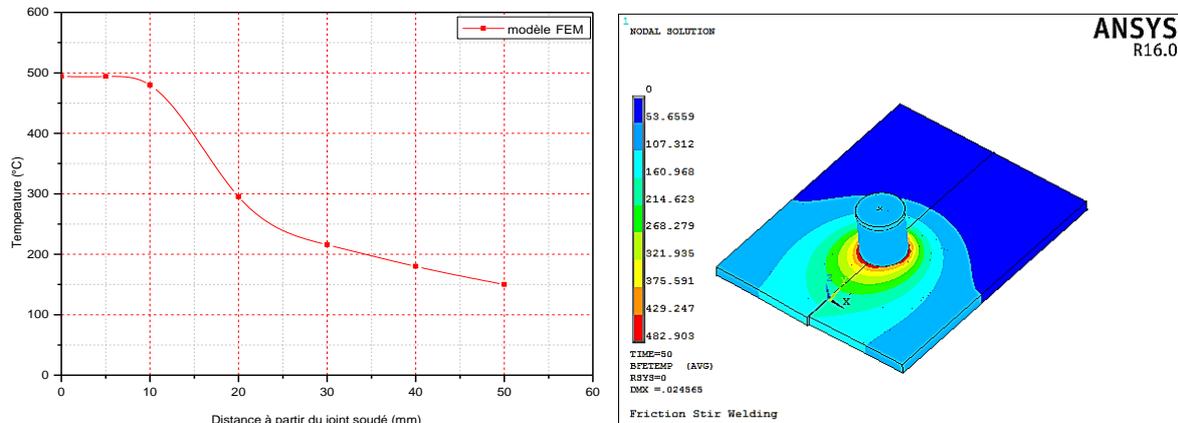


Figure III.13: Evolution de la température en fonction de la distance: a) la température prédite -Modèle FEM-, b) Cartographie de la température lors du soudage à l'instant $t=35s$.

La figure III.14 montre l'évolution de la température en fonction du temps pour les paramètres de soudage ; 1000 tr/min et 16 mm/min, en position médiane le long du mouvement de l'outil dans la ligne de soudage au temps $t=45s$. La température à $t=0s$ est égale à $20\text{ }^{\circ}\text{C}$, température ambiante imploré dans le code de calcul. Après un temps de soudage $t=20s$ nous avons remarqué qu'il y a une légère augmentation de la température qu'est égale à $80\text{ }^{\circ}\text{C}$. A un temps $t=34s$ une augmentation significatif a été enregistré qu'est égale à $208\text{ }^{\circ}\text{C}$. Une augmentation très importante avec un saut avoisinant $470\text{ }^{\circ}\text{C}$ qui a été remarqué à $t=45s$, qui est la position de la sonde. Cette rapide augmentation de la température est expliquée par l'importante valeur de la conductivité thermique de l'alliage 6061-T6. Après le passage de l'outil par le point de la sonde, nous avons constaté qu'il y a une chute de la température ($270\text{ }^{\circ}\text{C}$ à $t=60s$), cela revient au choc thermique avec la température ambiante.

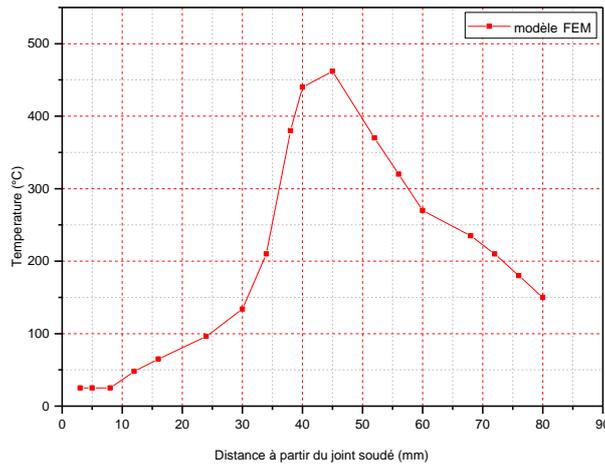


Figure III.14 : Evolution de la température en fonction du temps à $t=45s$.

III.5.2. Distribution du température en fonction de la vitesse de rotation

Dans cette partie, nous avons changé la vitesse de rotation pour une vitesse linéaire fixe 100 mm/min afin de voir l'influence de la fréquence de rotation sur la température. La figure III.15 montre l'évolution de la température en fonction du temps pour des vitesses de rotation de 1400, 1000 et 600 tr / min. Il est clair qu'à chaque fois nous augmentons la fréquence de rotation, la température augmente systématiquement, ce qui est en bon accord avec la littérature [49]. La température maximale est de 541, 482 et 441° C pour les vitesses de rotation 1400, 1000 et 600 tr/min successivement.

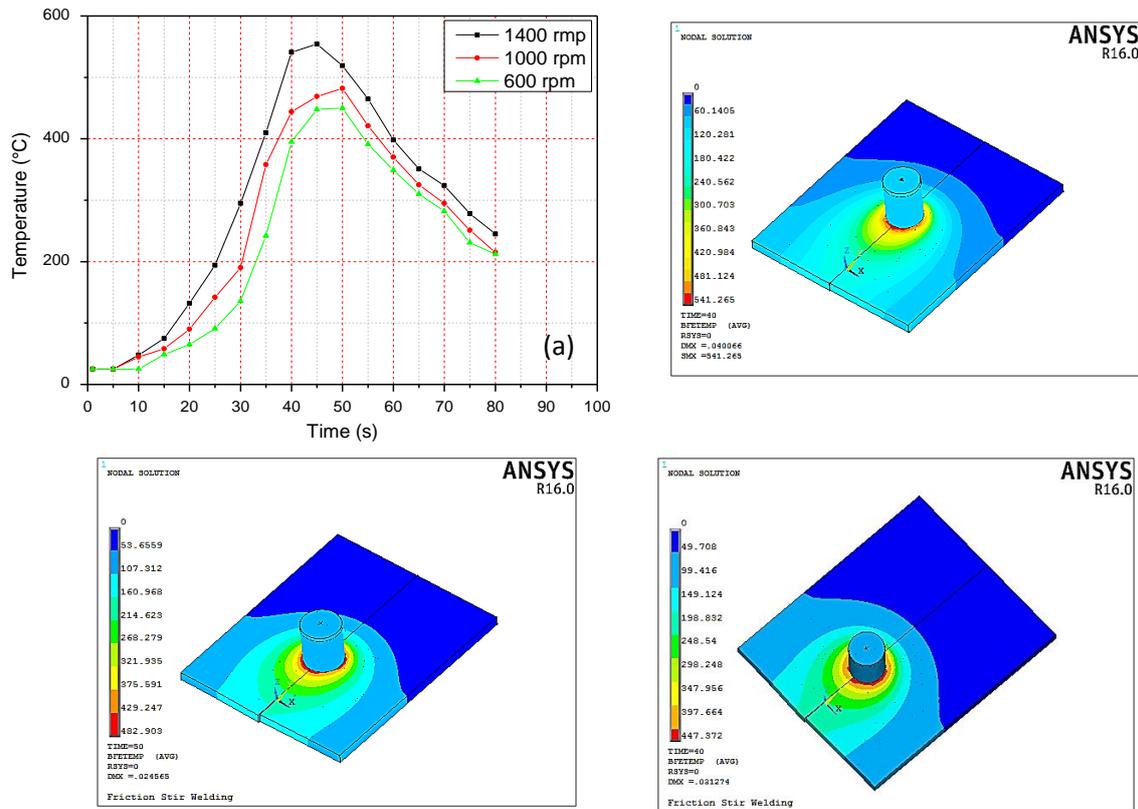


Figure III.15: Evolution de la température en fonction du temps pour différentes fréquences de rotation, b) Cartographie de la température à $\omega = 1400$ tr / min, c) Cartographie de la température à $\omega = 1000$ tr / min, d) Cartographie de la température à $\omega = 600$ tr / min.

III.5.3. Distribution de la température en fonction de la vitesse d'avance

Il est clair que les paramètres de soudage à savoir la vitesse de rotation et la vitesse d'avance jouent un rôle primordial dans le procédé FSW. Afin de voir l'influence de la vitesse d'avance, calculé par le présent modèle EF, nous avons pris une vitesse de rotation constante de 1000 tr/min et nous avons changé les vitesses de soudage (80 mm / min, 100 mm / min et 140 mm / min).

La figure III.16 montre la variation de température pour les différentes vitesses de soudage (80 mm / min, 100 mm / min et 140 mm / min), à une vitesse de rotation constante de 1000 tr/min. On constate que pour $t = 50$ s, lorsque la vitesse de soudage augmente la température maximale diminue. Pour des températures égales à, 508, 475 et 451° C, les vitesses d'avance sont à 80,100 et 140 mm/min successivement. Cela revient au temps de malaxage, à un point donné dans les plaques soudés et lorsque la vitesse de soudage augmente le temps de malaxage diminue, par conséquent la génération de chaleur à ce point est inférieure par rapport à des vitesses inférieures.

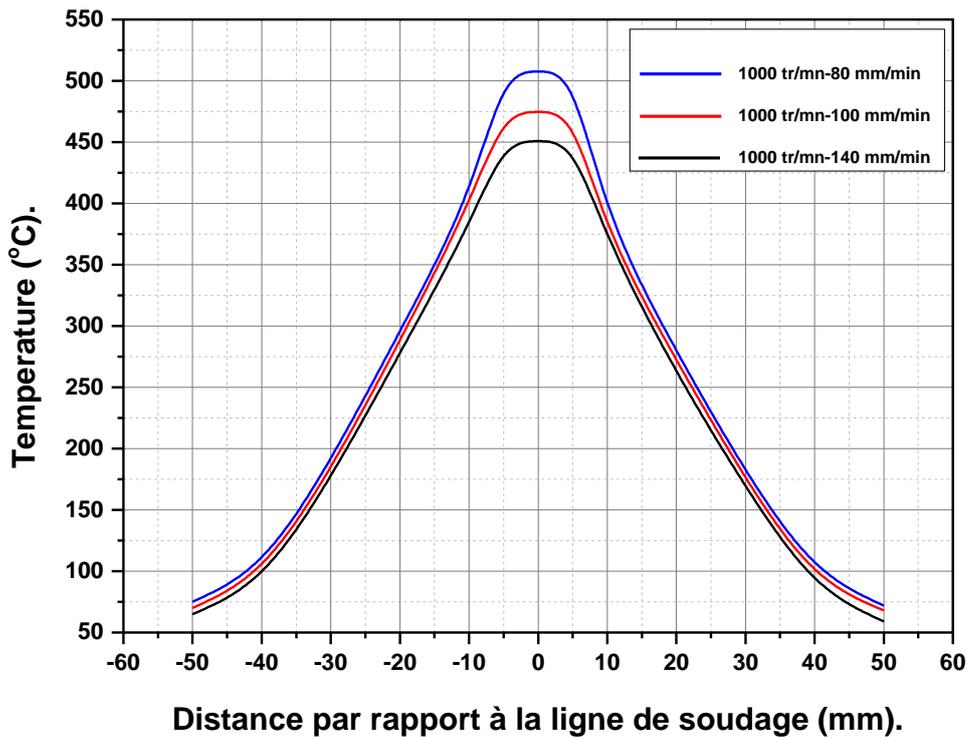


Figure III.16 : Résultats de simulation de profils de température pour l'aluminium pur 6061-T6 à différentes vitesses transversales (vitesse de rotation constante de 1000 tr / min)

Les figures III.17, 18 et 19 représentent la cartographie de la température en fonction du temps au cours du soudage FSW simulé par le présent modèle EF, du début jusqu'à la fin du processus de soudage. Pour toutes les figures, nous avons considéré trois vitesses d'avance : 80, 100 et 140 mm/min et une vitesse de rotation constante 1000 tr/min.

La figure III.17 illustre la répartition de la température en fonction du temps le long de plaques soudées par FSW pour l'alliage 6061-T6. Pour cette figure la vitesse d'avance considérée est de 80 mm/min. Les températures illustrés dans la figure sont calculés aux temps suivants : $t = 20, 30, 40, 50, 60, 70, 80, 90$ et 100 secondes. Au cours de la simulation du procédé FSW pour cette vitesse d'avance, les températures sont variés entre : 425 au 536 °C après un temps de 20 s. le temps de préchauffages n'est pas considéré.

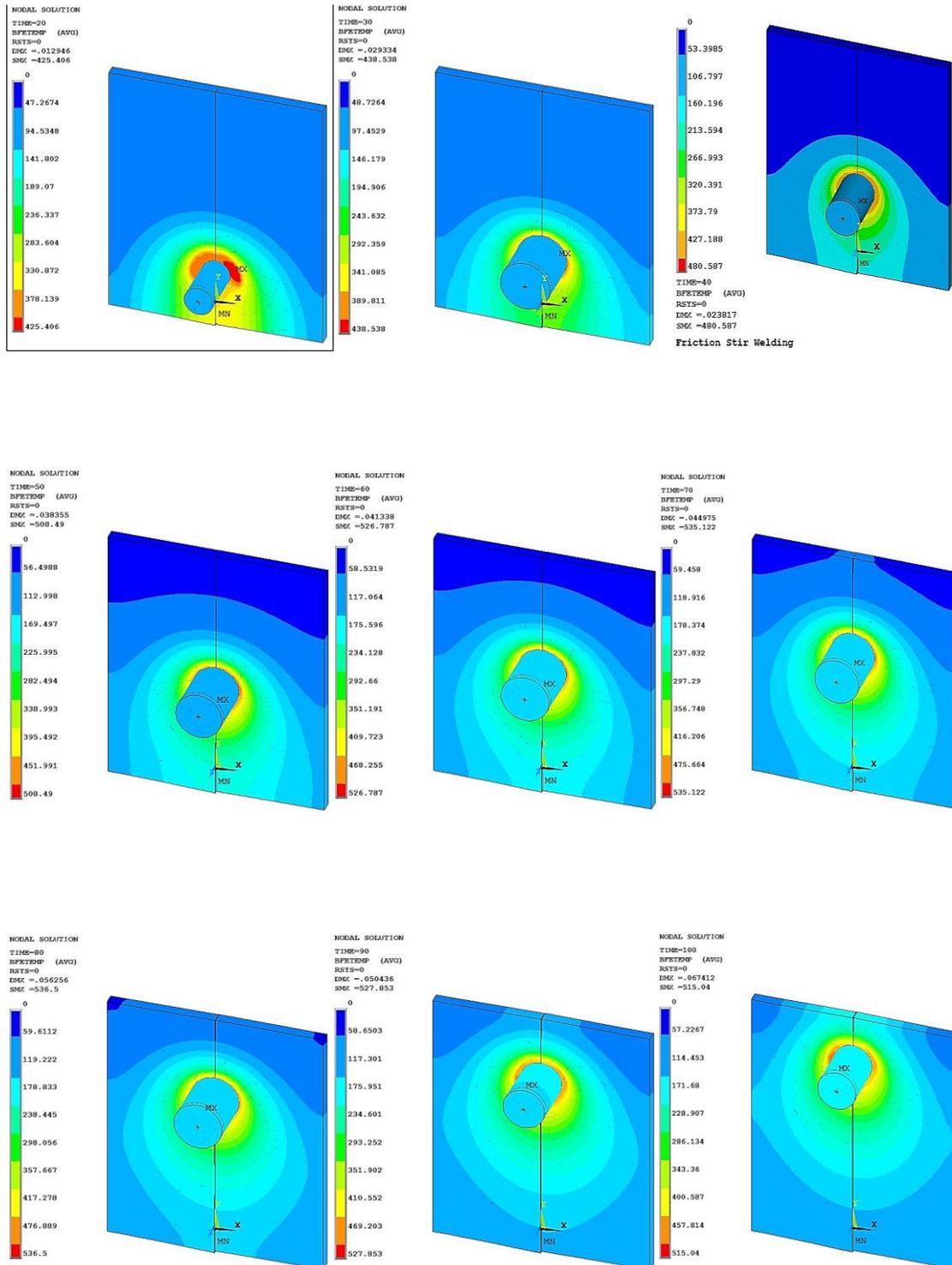


Figure III.17: Répartition de la température dans la pièce à l’instant $t = 20, 30, 40, 50, 60, 70, 80, 90$ et 100 secondes pour $w = 1000$ tr / min et $v = 80$ mm / min.

La figure III.18 illustre la répartition de la température en fonction du temps le long des plaques soudés par FSW, pour une vitesse d’avance 100 mm/min. Les températures illustrés dans la figure sont calculés aux temps suivants : $t = 20, 30, 40, 50, 60, 70, 80, 90$ et 100

secondes. Au cours de la simulation du procédé FSW pour cette vitesse d'avance, les températures sont variées entre : 402 au 511 °C après un temps de 20 s. le temps de préchauffages n'est pas considéré.

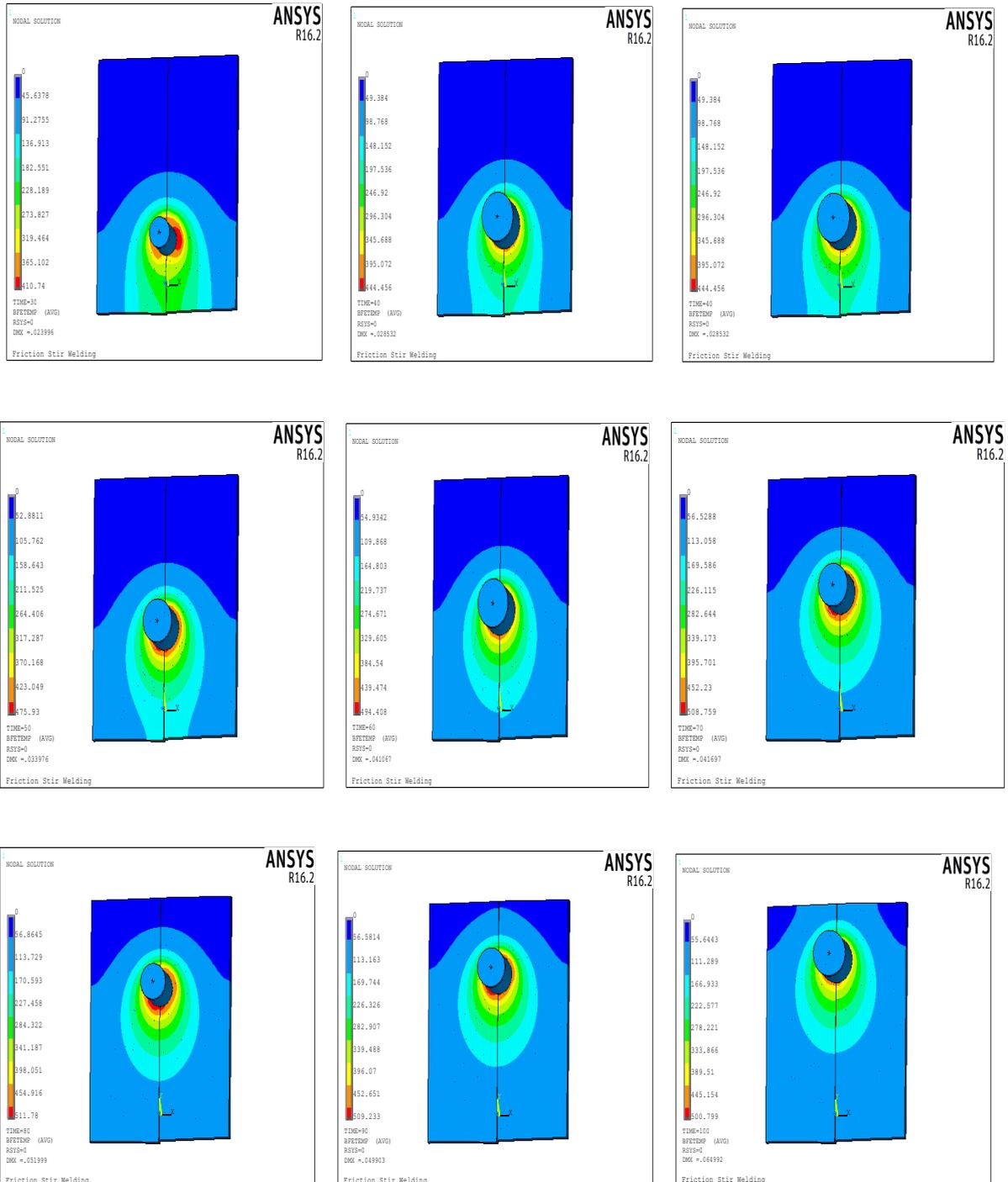


Figure III.18: Répartition de la température dans la pièce à l'instant $t = 20, 30, 40, 50, 60, 70, 80, 90$ et 100 secondes pour $w = 1000$ tr / min et $v = 100$ mm / min.

La figure III.19 illustre la répartition de la température en fonction du temps le long des plaques soudés par FSW, pour une vitesse d'avance 140 mm/min. Les températures illustrés dans la figure sont calculés aux temps suivants : $t = 20, 30, 40, 50, 60, 70, 80, 90$ et 110 secondes. Au cours de la simulation du procédé FSW pour cette vitesse d'avance, les températures sont variés entre : 391 au 486 °C après un temps de 20 s. le temps de préchauffages n'est pas considéré.

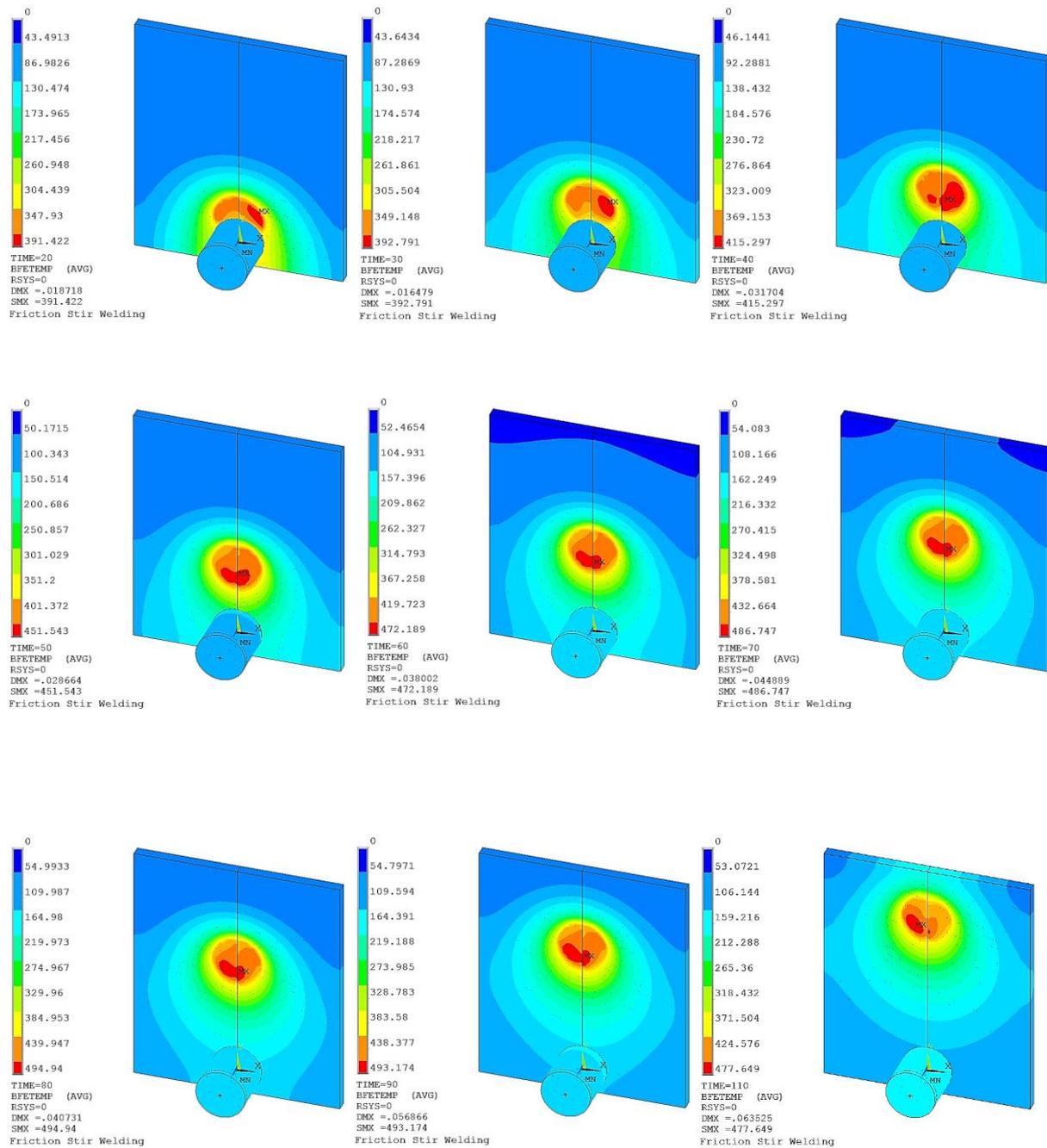


Figure III.19: Répartition de la température dans la pièce à l'instant $t = 20, 30, 40, 50, 60, 70, 80, 90$ et 110 secondes pour $w = 1000$ tr / min et $v = 140$ mm / min.

D'après les figures III.17, 18 et 19 Il était clair que le degré de ramollissement de la zone de soudage était affecté par la température maximale et par la durée ou cette zone a été exposée à de haute température. On voit clairement que la distribution de la température est asymétrique par rapport à la ligne centrale de la soudure, ce qui est causé par le flux de matière non uniforme autour de l'outil. La température mesuré dans le côté avance AS est légèrement supérieur par rapport au côté recule RS. Il ressort des mêmes figures, qu'il y a une forte dépendance entre la vitesse de soudage et la température calculé, l'augmentation de la vitesse d'avance entraîne une diminution de la température.

Lorsque l'outil est en contact avec les plaques, la température maximale au cours de soudage se situait quelque part dans la surface de contact outil-pièces. Au bout de 4,5 secondes (temps de préchauffage), la surface de l'épaulement a commencé à entrer en contact avec la pièce, la température maximale s'est atteinte et elle est situé entre la surface de l'outil et celle de l'épaulement. Après 10 secondes de temps de soudage, la condition de contact complet a été établie entre la surface de l'outil et la surface supérieure des plaques, nous avons remarqués que la température maximale étant située autour de l'interface de contact.

Nous avons observés que pour les trois vitesses de soudage la température augmente avec le temps jusqu'à qu'elle atteint le maximum après un temps de 80 s. Après un temps de 90 s de soudage, la température commence a baissé progressivement jusqu'à la fin de soudage. Cette constatations peut être expliqué par le fait qu'à la fin de soudage la surface qui reste à soudé va systématiquement diminuer et par conséquent il y a une diminution de la force de réaction F_y et des pertes énergétiques importantes.

III.6. Analyse de la distribution des contraintes de Von Mises dans le cordon de soudage

Les figures III.20, 21 et 22 représentent la répartition globale des contraintes équivalente de Von Mises au cours du soudage FSW trouvé par le présent modèle EF, du début jusqu'à la fin du processus de soudage. En raison du phénomène de friction provoqué par le mouvement de rotation de l'outil et la force de pression exercé par l'outil afin de se pénétrer dans le matériau de base, le niveau de contrainte le plus élevé est atteint dans la zone de contact de la broche avec le matériau de base. De plus, dans la phase de soudage, en augmentant la vitesse d'avance, les contraintes internes augmentent et le niveau de contrainte de Von Mises augmente également. Pour un temps de 50 s, les contraintes maximales Von Mises trouvés sont : 2130, 2720 et 2750 MPa pour les vitesses d'avance de : 80, 100 et 140 mm/min successivement.

Les contraintes trouvés pendant le soudage sont causés principalement de la dilatation de matière qui se produit pendant le chauffage des plaques soudées, suivie de la contraction juste après le soudage causé par le refroidissement des soudures à l'air libre. De plus, les mouvements de rotation et les mouvements transversaux de l'outil vont provoquer des contraintes supplémentaires.

L'une des caractéristiques les plus importantes du modèle proposé est la capacité de prédire la distribution des contraintes (contraintes actives ; pendant le soudage, et contraintes résiduelles) sur l'ensemble du processus FSW. La figure III.20 montre la distribution de contrainte équivalente de Von Mises, pour une vitesse d'avance de 80 mm/min, à 12 moments caractéristiques, $t = 10, 20, 30, 40, 50, 60, 70, 80, 90, 100, 120$ et 126 secondes à compter du début du processus. Au début de la plongée, une force axiale était exercée sur le matériau par l'outil de soudage, entraînant une zone de forte contrainte de compression dans les plaques. Nous avons remarqués que les contraintes équivalentes sont concentrées entre les deux plaques et la surface inférieure de l'outil. Les contraintes sont respectivement au temps cité auparavant égales à 1740 MPa, 1410 MPa et 1410 MPa, 1650MPa, 2130MPa, 2080 MPa, 2760 MPa, 3220 MPa, 2420MPa, 2140MPa, 1430MPa, 1510MPa, ceci est mentionné sur la figure III.20.

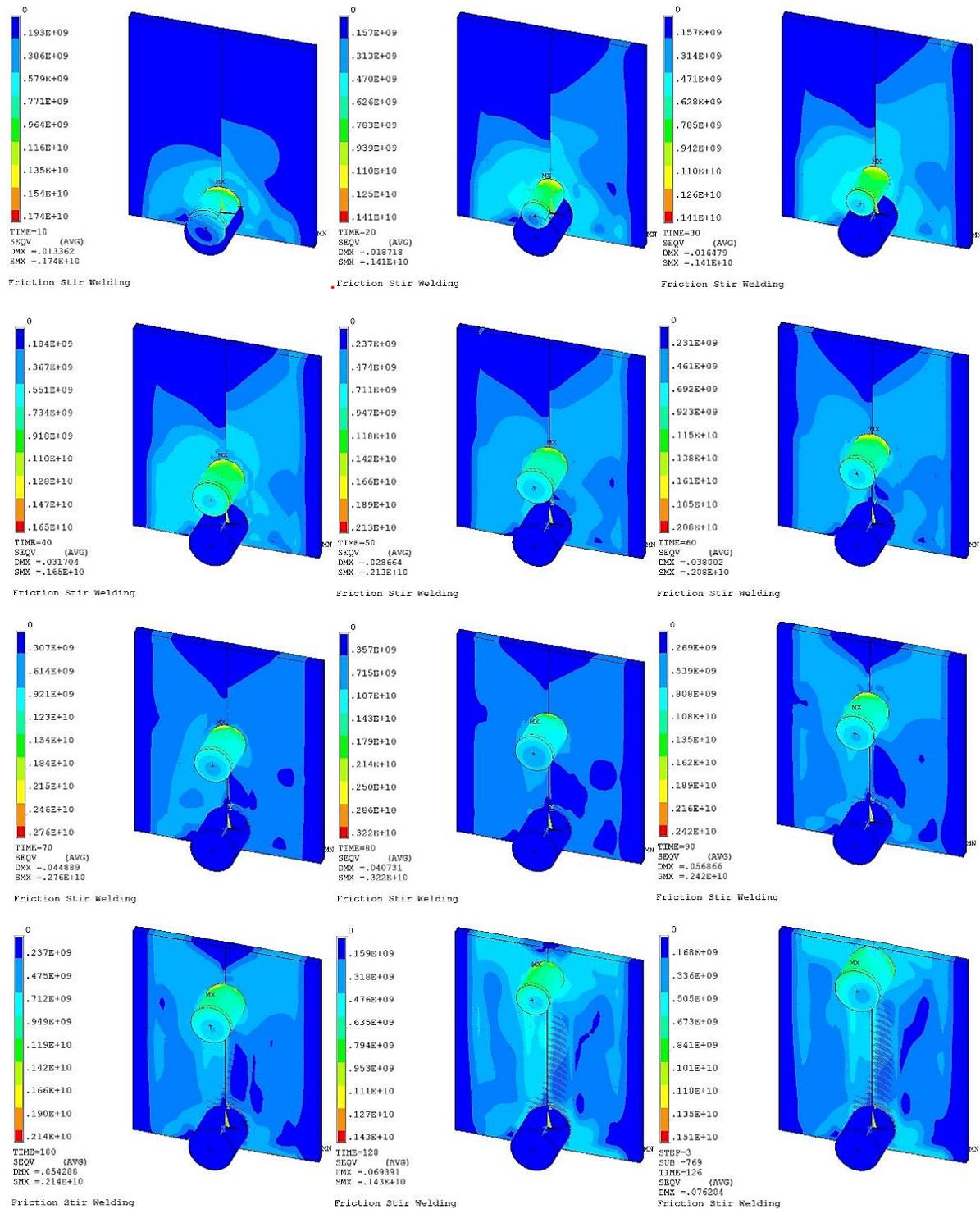


Figure III.20 : Distribution des contraintes de Von Mises dans la pièce à l’instant $t = 10, 20, 30, 40, 50, 60, 70, 80, 90, 100, 120$ et $126,5$ s pour $w = 1000$ tr / min et $v = 80$ mm / min.

Pour une vitesse linéaire de soudage de 100 mm / min avec la vitesse de rotation de 1000 tr / min, la figure III.21 présente la distribution des contraintes équivalente en fonction du temps. Pour les temps de soudage (10, 20, 30, 40, 50, 60, 70, 80, 90, 100, 112.5) les contraintes simulés sont de : 1890, 1290, 1970, 1910, 2720, 2030, 3020, 2830, 2340, 1900, 1610 MPa

successivement. Les contraintes maximales dans les figures sont présentées par des contours rouges.

La figure III.22 présente la distribution des contraintes équivalente en fonction du temps pour la dernière vitesse linéaire de 140 mm/min avec la même vitesse de rotation. Pour les temps de soudage (10, 20, 30, 40, 50, 60, 70, 80, 90, 96.5) les contraintes simulés sont de : 2140, 1960, 2360, 2780, 2750, 3040, 2830, 2390, 2490, 1690 MPa successivement.

Nous avons remarqués que la distribution de contrainte équivalente, du début de processus de soudage jusqu'à la fin, suivie une allure bien définit pour les différentes vitesses de soudage. Au début de processus de soudage ; le temps de préchauffage, la force axiale exercée sur le matériau situé sous la broche de l'outil et la vitesse de rotation provoquent une zone de forte contrainte de compression dans les plaques qui va engendrés par la suite l'augmentation de la chaleur à l'interface outil-pièce. Cet multiplication des phénomènes de frottement, d'augmentation de la température et de la force de compression augmentent systématiquement les contraintes équivalentes. Dans la seconde phase de soudage, au début du mouvement de l'outil, une petite diminution de contrainte a été remarquée qui revient à la chute de température et à l'état pâteux du matériau. Ensuite, une augmentation significative des contraintes a été remarquée après 50 s pour les vitesses d'avances 80 et 100 mm/min et 40 s pour la vitesse de 140 mm/min de soudage, ce qui est expliqué par le frottement engendré par la rotation de l'outil et par la réaction de la force F_y en contresens du mouvement de l'outil. A la fin du processus de soudage, les contraintes vont rechetés par la diminution de la force F_y de réaction du matériau.

D'après l'évolution des contraintes équivalentes en fonction du temps tout au long du processus de soudage et pour les différents paramètres, nous avons observés que la température créé au cours du soudage influe de manière significative sur les contraintes, par conséquent sur la qualité du soudage.

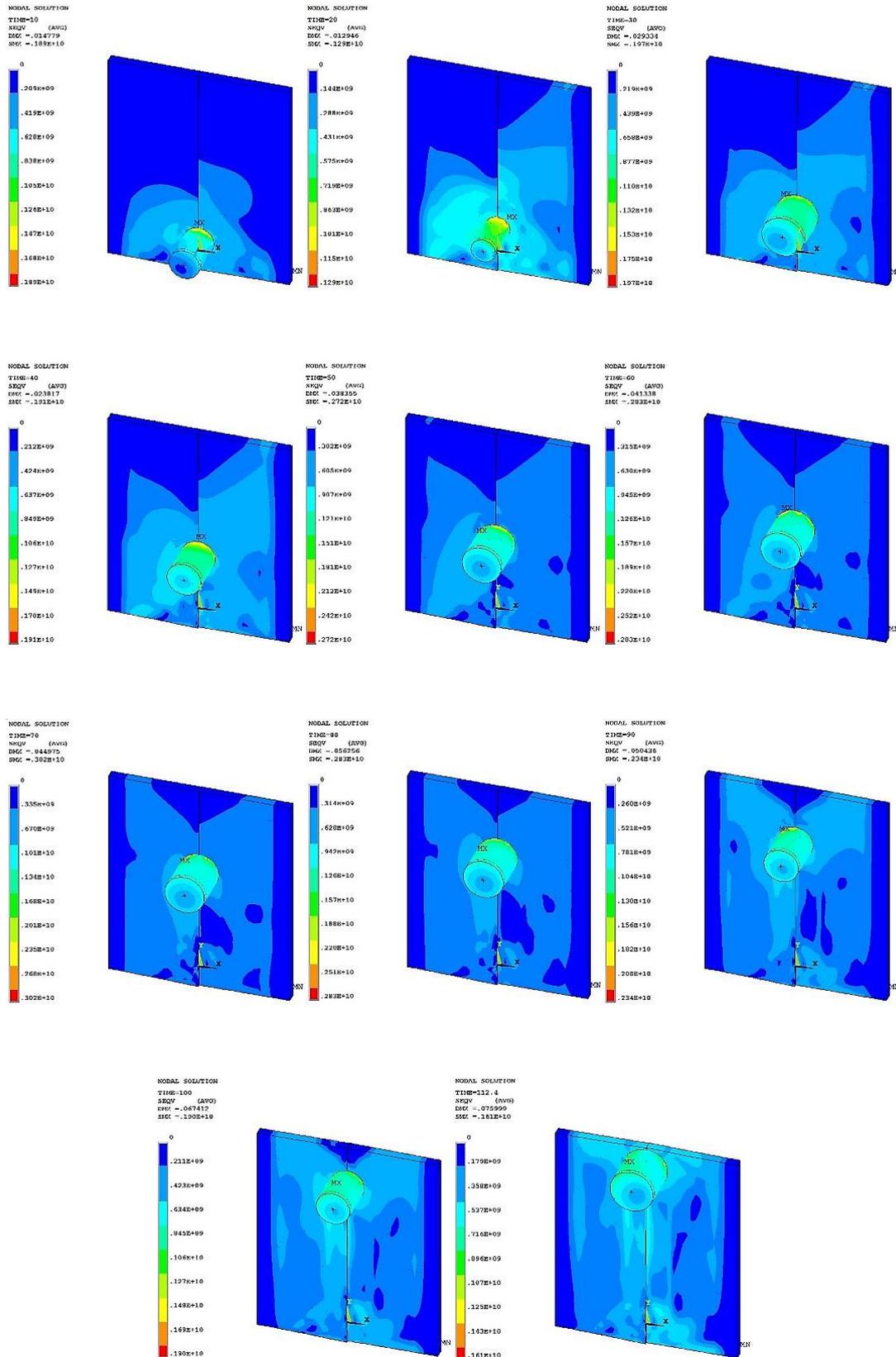


Figure III.21: Distribution des contraintes de Von Mises dans la pièce à l'instant $t = 10, 20, 30, 40, 50, 60, 70, 80, 90, 100$ et $112,5$ secondes pour $w = 1000$ tr / min et $v = 100$ mm / min

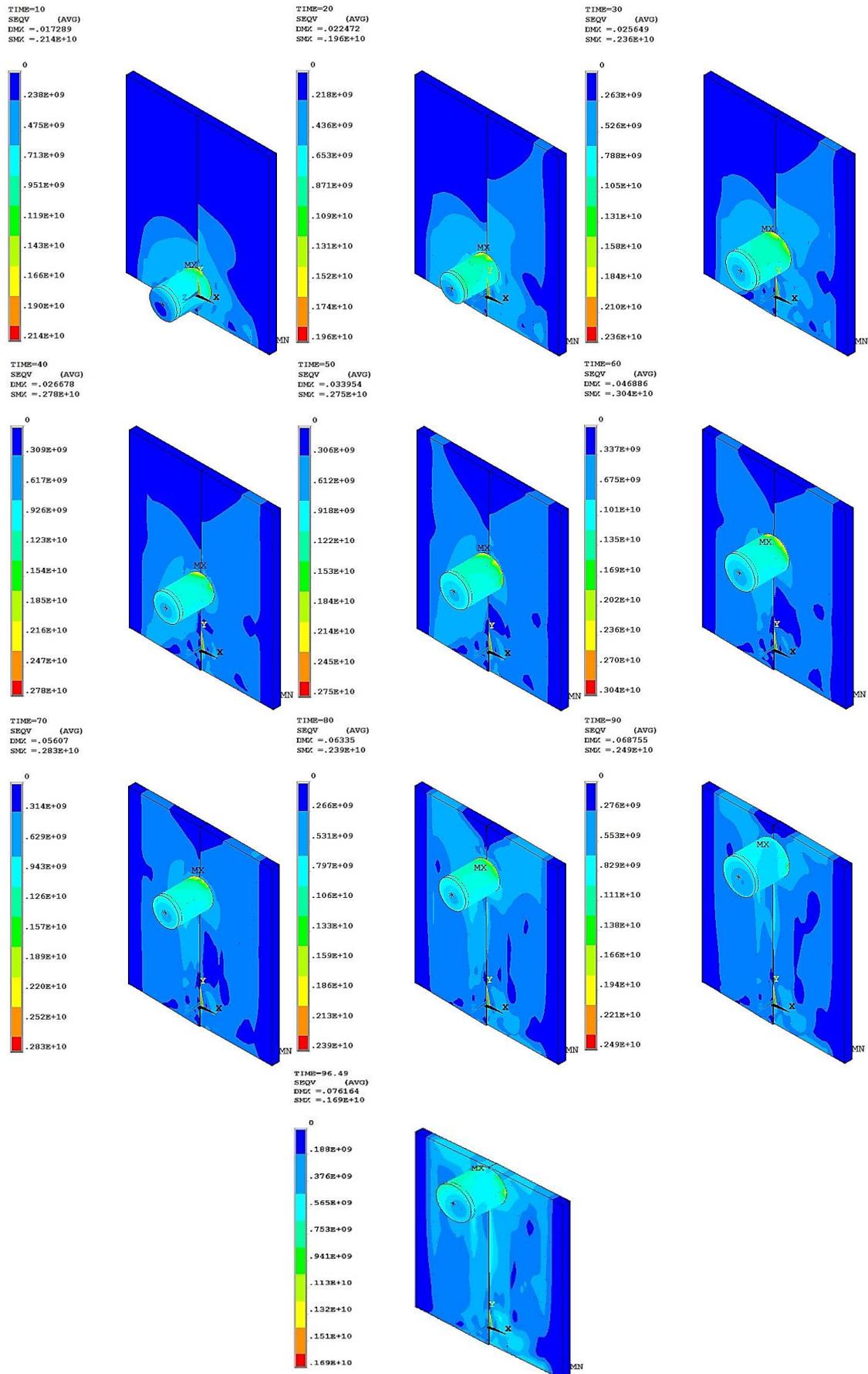


Figure III.22: Distribution des contraintes de Von Mises dans la pièce à l'instant t=10, 20, 30, 40, 50, 60, 70, 80, 90, 100 and 112.5 s pour $w=1000$ tr / min and $V_a= 140$ mm/min.

III.7. la déformation plastique

La microstructure de la soudure dépend fortement du cycle thermique et de la déformation plastique subie au cours du processus de soudage. La capacité du modèle à calculer la déformation plastique et la vitesse de déformation est très utile pour une conception optimale et un bon contrôle de ce processus. Dans la présente étude, seul le profil de déformation plastique est discuté.

La figure III.23 illustre le contour de déformation plastique équivalent prédit par le présent modèle numérique, à la fin du soudage et après 95 s pour les trois vitesses d'avance. Pour tracer la profil de la distribution de la déformation plastique équivalente nous avons considéré deux lignes, une ligne longitudinale (AA) entre deux nœuds (1939, 2030) et une ligne transversale (BB) entre deux nœuds (4972, 1834). Pour une vitesse de rotation constante de 1000 tr/min et les vitesses de soudage 80 mm/min, 100 mm/min et 140 mm/min, Il est évident que la distribution des déformations plastiques n'est pas symétrique à ligne de jonction (soudage). Nous avons remarqués que le côté avance AS a une déformation plastique équivalente plus élevé que celle du côté recule RS. Ceci est en bon concordance avec les résultats trouvé par P. Heurtier et al. [129] et G. Buffa et al. [130]. La région plastique la plus élevée se trouve toujours le long de la ligne de soudage avec une largeur proche du diamètre de l'outil.

On remarque sur la gauche de la figure III.23, le mouvement de l'outil sur les deux plaques en aluminium avec une vitesse d'avance de 80 mm / min et une vitesse de rotation de 1000 tr / min a donné un cordon de soudure plus rigide. La déformation plastique équivalente maximale le long de la ligne (AA) longitudinale est égale à 0,0386. Dans le sens de la ligne (BB), la ligne transversale, la déformations plastiques équivalentes maximales a été trouvé égale à 0,047602.

Sur le milieu de la figure III.23, la répartition des déformations plastiques équivalentes pour une vitesse d'avance de 100 mm/min a été montrée. On peut également voir que sur le direction transversale (AA), la majeure partie de la déformation plastique équivalente située après la passage de l'outil qui a une valeur positive égale à 0,034747 étant indiquée sur la légende de la figure en contour rouge. En revanche, la ligne transversale (BB) a donné une déformation plastique maximale égale à 0,047602.

Pour la vitesse d'avance de 140 mm/min, à droite de la figure III.23, on trouve que sur la ligne longitudinale (BB), la déformation plastique équivalente égale à 0,031874. En revanche, sur la ligne transversale (AA), nous avons constaté que la déformation plastique maximale est égale à 0,045297.

Sur la lumière des résultats trouvés précédemment, la distribution des déformations plastiques équivalentes et maximales dépend de la vitesse d'avance de plaques soudées pour les deux sens longitudinale et transversale. L'augmentation de la vitesse d'avance pour une vitesse de rotation constante, engendre la diminution de la déformation plastique, en particulier dans le joint de soudage où la rotation de l'outil a sensiblement étendu la zone déformée plastiquement en raison du temps accru pour chauffer et souder la même longueur.

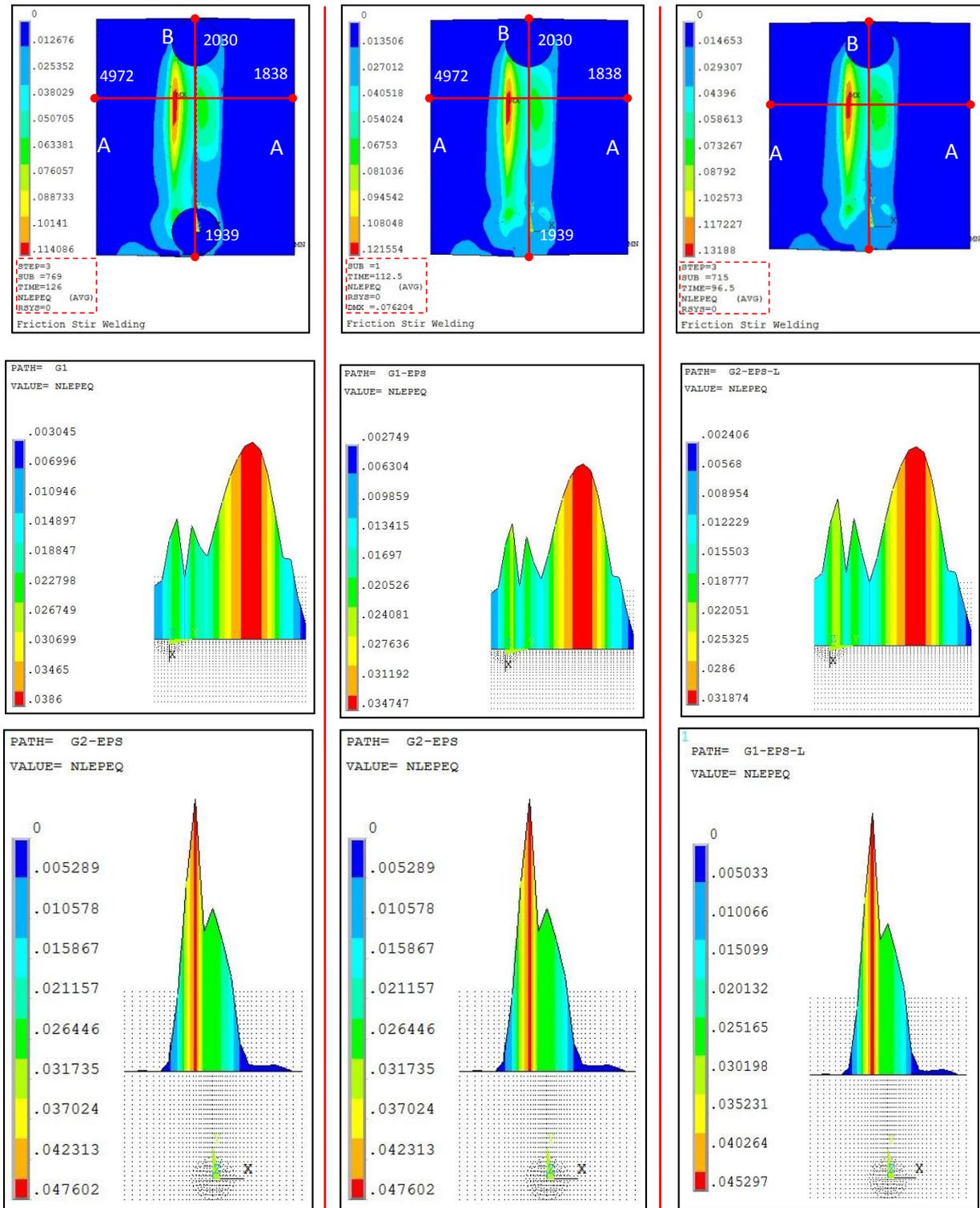


Figure III.23: Profils de déformation plastique équivalents pour différentes vitesses d'avance (a); 80 mm / min, (b); 100 mm / min, (c); 140 mm / min. et une vitesse de rotation constante de 1000 tr / min),

Afin de rester plus clair dans la lecture des résultats trouvés de la distribution de déformation plastique équivalente, la figure III.24 montre la déformation plastique en fonction de la distance longitudinale et transversale pour les différentes vitesses de soudage. Il ressort

de la Figure III.24 les mêmes remarques cités auparavant que le coté d'avance AS possède une déformation plastique légèrement supérieur à celle du côté recule RS et que la diminution de la vitesse d'avance augmente les déformations plastiques.

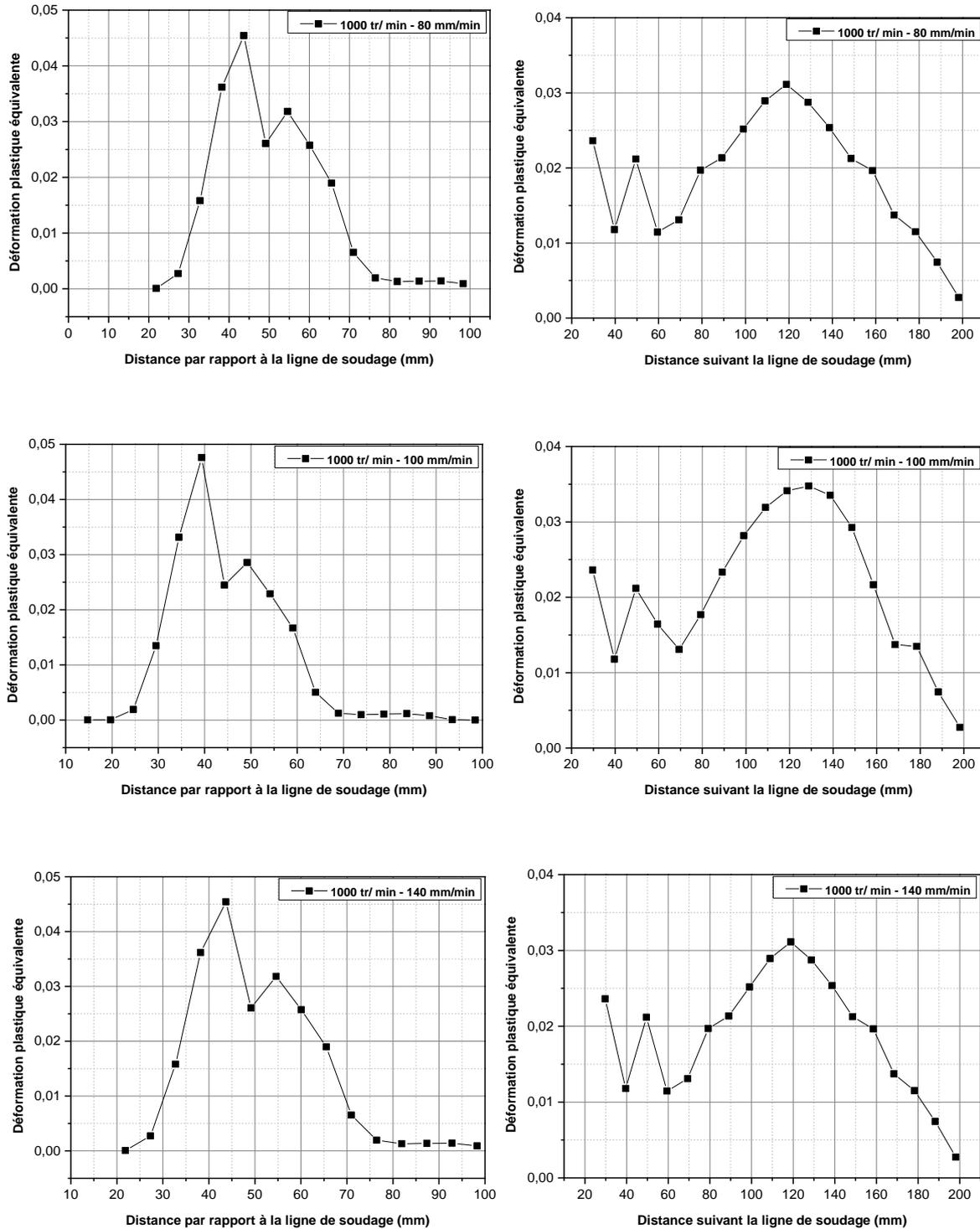


Figure III.24 : Graphes de la déformation plastique équivalente pour différentes vitesses transversales (a) ; 80 mm / min, (b) ; 100 mm / min, (c) ; 140 mm / min. et une vitesse de rotation constante de 1000 tr / min),

III.8. Conclusion

Dans la présente étude, la simulation numérique d'alliages d'aluminium 6061-T6 soudés par le procédé FSW pour différents paramètres a été étudiée et discutés. En résumant les principales caractéristiques des résultats, on peut tirer les conclusions suivantes :

- Il existe une relation entre les paramètres de soudage par le procédé FSW et les températures trouvées lors de l'opération de soudage. L'augmentation de la vitesse de rotation entraîne une augmentation de la température maximale dans les joints soudés. Aussi, l'augmentation de la vitesse d'avance engendre une diminution de la température maximale.
- Tous les résultats de prévision de la température trouvés par le présent modèle EF, nous n'avons jamais atteint la température de fusion du matériau en question.
- Il existe une forte dépendance entre les contraintes résiduelles trouvées par ce modèle EF et les paramètres de soudage. L'augmentation de la vitesse de soudage entraîne apparemment une augmentation de la contrainte résiduelle. Les contraintes résiduelles trouvées n'ont jamais dépassé la valeur de 54% de la limite élastique, on peut donc dire que le modèle donne de bons résultats en termes de contrainte
- Le temps de préchauffage joue un rôle primordial sur la température maximale de soudage. Plusieurs temps de préchauffage ont été essayés jusqu'à que nous avons trouvé un temps de 4.5s est le meilleur dans ce type de soudage.

Dans le chapitre suivant nous allons réaliser des essais expérimentaux du soudage FSW pour l'alliage 6061-T6. La condition dans ces essais sera que l'outil de soudage est un outil sans pion afin de nous permettant de comparer les résultats expérimentaux avec ceux de la simulation numérique. Cette comparaison est dans le but de valider le modèle proposé.

CHAPITRE IV

Résultats et Validation

IV.1.	Introduction	105
IV.2.	Inspection visuelle	105
IV.3.	Caractérisation mécanique.....	108
	IV.3.1. Traction	108
	IV.3.2. Microdureté	110
IV.4.	Influence des paramètres du soudage sur la distribution de la chaleur	111
IV.5.	Validation du modèle numérique	114
IV.6.	Conclusion	115

IV.1. Introduction

Dans ce chapitre, nous étudions le soudage FSW sans pion sur l'alliage 6061-O pour différents paramètres. Des caractérisations mécaniques seront consacrées. Un point clé de cette partie sera la maîtrise des paramètres de soudage mis en jeu.

Il s'agira tout d'abord :

- a) D'étudier l'influence des paramètres de soudages sur les propriétés mécaniques.
- b) Ensuite, réaliser une étude du flux de chaleurs au cours de soudage pour les différents paramètres.
- c) Ainsi, l'étude de profil de la microdureté après le soudage, pour les différents paramètres, a été consacrée.

L'analyse des résultats expérimentaux et l'expertise de ces essais mécaniques de traction, dureté et plus particulièrement la distribution de la température réalisée nous permettra d'aborder la validation du modèle numérique proposé au chapitre II.

IV.2. Inspection visuelle

L'état de surface de plaques soudées par le procédé FSW est un premier indice pour estimer la qualité du joint soudé. Respectant le protocole de soudage décrit dans la section II.3.2.4 du chapitre II, plusieurs configurations de l'outil ont été consacrées pour arriver à un état de surface satisfaisant pour accéder à la caractérisation mécanique. La figure IV.1 présente l'état de surface de plaques soudées avec deux configurations différentes d'outil. La première, celle qui est à gauche de la figure, représente les deux plaques soudées par l'outil plat. La deuxième configuration, celle qui est à droite, représente les plaques soudées par l'outil concave.

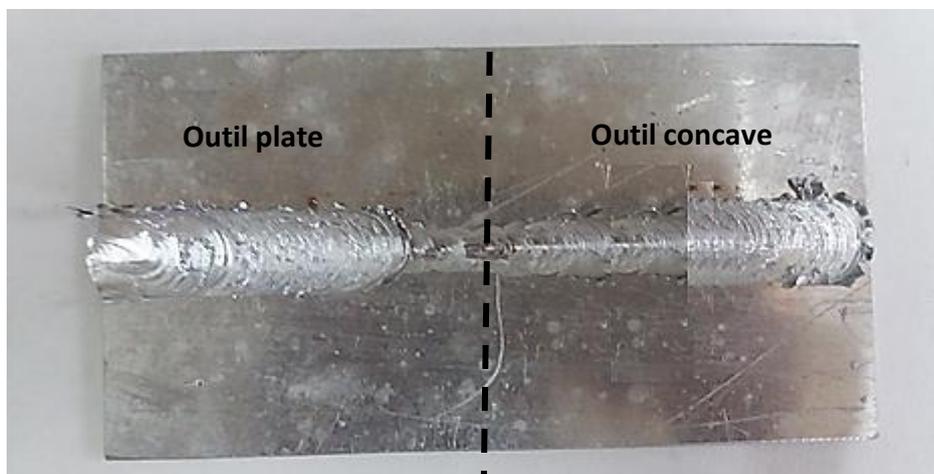


Figure IV.1: Joint de soudure mauvais.

Il est clair, d'après la figure IV.1, que l'état de surface du joint de soudure présente plusieurs défauts qui va affaiblir le comportement du joint. Nous avons remarqués des bavures excessives et des copeaux sous forme de déchet sur la surface des plaques soudés par les deux types d'outils. On arrive clairement à distinguer des défauts de forme demi-cercles à la surface des deux plaques. Ceci est considéré comme un défaut appelé "surface galling" et est dû à un apport élevé en chaleur qui aura des conséquences sur les propriétés mécaniques de la soudure [131]. Ces remarques nous a empêchés de faire suite à la caractérisation mécanique de ces plaques soudés, alors que nous étions sur que la qualité de soudage est très mauvaise. Chose qui nous a poussé d'essayer d'autre configuration d'outil. Cette fois ci, une légère conicité de 2° de l'épaulement a été prise en compte afin de trouver de bon état de surface des plaques.

La figure IV.2 représente l'état de surface de plaques soudées par l'outil conique sans pion pour les différents paramètres de soudage résumé dans le tableau II.8. Toutes les plaques ont présenté des bavures (appelé "flash" en anglais) du côté reculant (RS) (Figure IV.3). Le flash est un bourrelet de matière plastifiée chassée hors de l'épaulement. Il est généralement localisé au retreating side (RS), 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 [132,133] Si le flash devient excessif, la perte de matière peut être à l'origine d'autres types de défauts. Un autre type de défaut a été remarqué après le soudage appelé souvent cavités est présenté dans la figure IV.3. Ces cavités sont des défauts volumiques internes, invisibles en surface, généralement orientés dans le sens de la soudure. Les origines possibles de l'apparition de tel défaut sont multiples : température de formation du joint soudé inadéquate, manque de consolidation (effort de soudage insuffisant), fort conflit d'écoulement, bridage insuffisant des plaques, etc...



Figure IV.2 : Joints des soudures et fonds des joints pour différents paramètres de soudage.

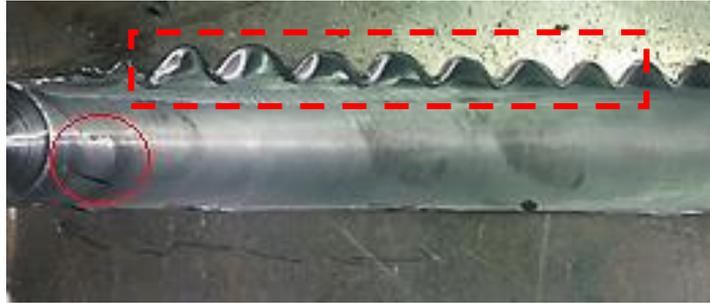


Figure IV.3 : Défaut de type cavité + bavure.

L'observation macroscopique, figure IV.4, des coupes des joints soudés des différents plaques confirme qu'il n'existe pas de défaut intérieurs (effet tunnels). Après l'analyse visuelle des joints soudés, on peut dire nous avons un bon joint de soudure et une bonne jonction.



Figure IV.4 : Vue en coupe transversal du joint soudé par FSW.

IV.3. Caractérisation mécanique

IV.3.1. Traction

La courbe typique contrainte-déformation qui caractérise la loi de comportement des différents paramètres de soudage y compris le métal de base est présentée sur la figure IV.5, dont les caractéristiques mécaniques sont illustrées dans le tableau IV.1. Une comparaison entre les courbes qui représentent chaque paramètre est illustré dans la figure IV.5 a été faite en raison de qualifier la qualité de soudage. Il est constaté que pour tous les courbes, la limite d'élasticité est presque identique à l'exception de la courbe qui représente les paramètres ($N= 1400$ Tr/min, $V_a = 63$ mm/min) à de très faible limite élastique. Les paramètres ($N = 1000$ tr/min, $V_a = 16$ mm/min et $N= 2000$ tr/min, $V_a= 16$ mm/min) présente les meilleurs caractéristiques mécaniques avec 94 MPa et 90 MPa successivement. Tandis que le métal de base possède une limite élastique de 119 MPa.

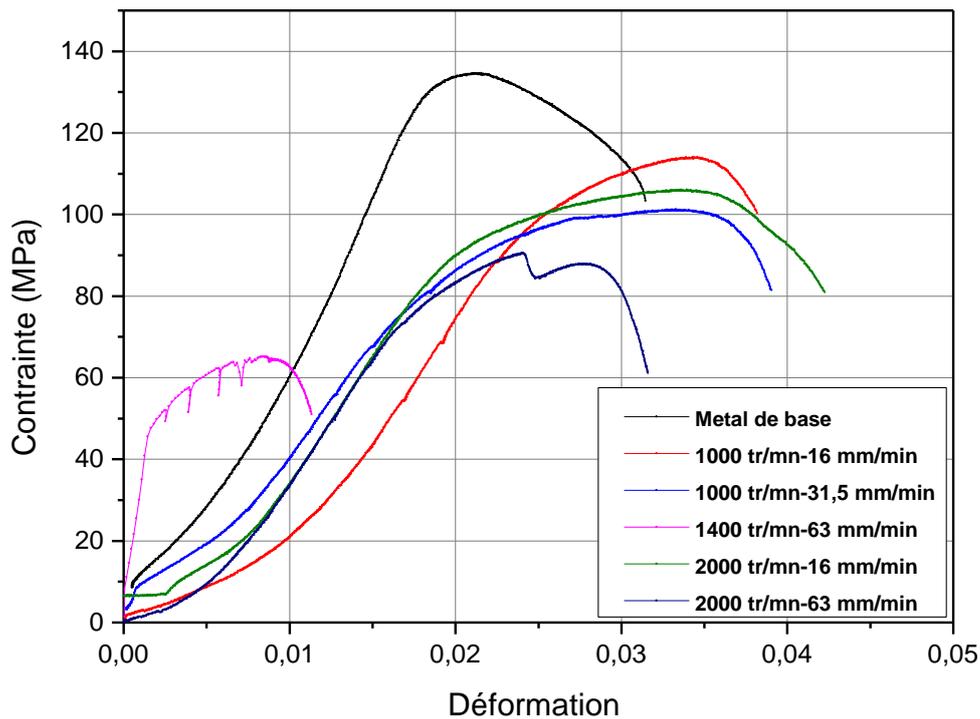


Figure IV.5 : Courbes de traction pour différentes vitesses de rotation plus le métal de base.

Tableau IV.1 : Propriétés de résistance à la traction de différents éprouvettes soudées plus le métal de base.

	R_e	R_m (MPa)	ΔL	Efficacité %
MB	119	134	0.032	/
1000/16	94	112	0.037	83.58%
1400/31.5	82	101	0.038	75.37%
1400/63	46	66	0.012	49.25%
2000/16	90	106	0.043	79.10%
2000/63	80	90	0.032	67.16%

A partir du tableau IV.1, nous remarquons qu'il y a une réduction significative des propriétés mécaniques des joints soudés FSW par rapport au métal de base. La limite élastique, la limite à la rupture et l'allongement ont été affectés en raison de la microstructure et des déformations localisées dans la zone affectée thermiquement (ZAT) et zone affectée thermo-mécaniquement (ZATM). Un coefficient d'efficacité a été calculé pour avoir une vision claire sur le comportement des joints soudés et leur rapprochement au comportement du métal de

base. Ce coefficient est le rapport entre la limite à la traction du MB et celle des joints soudés. Evidemment, Les paramètres (N = 1000 tr/min, Va = 16 mm/min et N= 2000 tr/min, Va= 16 mm/min) possèdent les plus grands coefficients d'efficacité avec 83.58% et 79.10% successivement.

En outre, il existe une relation réciproque entre la vitesse d'avance et le limite élastique quel que soit la valeur de la vitesse de rotation de l'outil. En ce sens, pour des vitesses d'avance de 31.5 et 63 mm/min on trouve que la limite d'élasticité est de 82 et 46 MPa successivement, pour une vitesse de rotation de 1400 tr/min. Pour une autre vitesse de rotation de 2000 tr/min, des vitesses d'avance de 16 et 63 mm/min engendrent des limites élastiques de 90 et 80 MPa successivement.

IV.3.2. Microdureté

Les mesures de dureté ont été réalisées à l'aide d'un dispositif sur des sections transverses de joints soudés par une méthode décrite préalablement à la section II.3.4.1 du chapitre II. 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 IV.6 présente les profils de microdureté des soudures FSW des différents paramètres de soudage d'alliages d'aluminium à durcissement structural 6060-O.

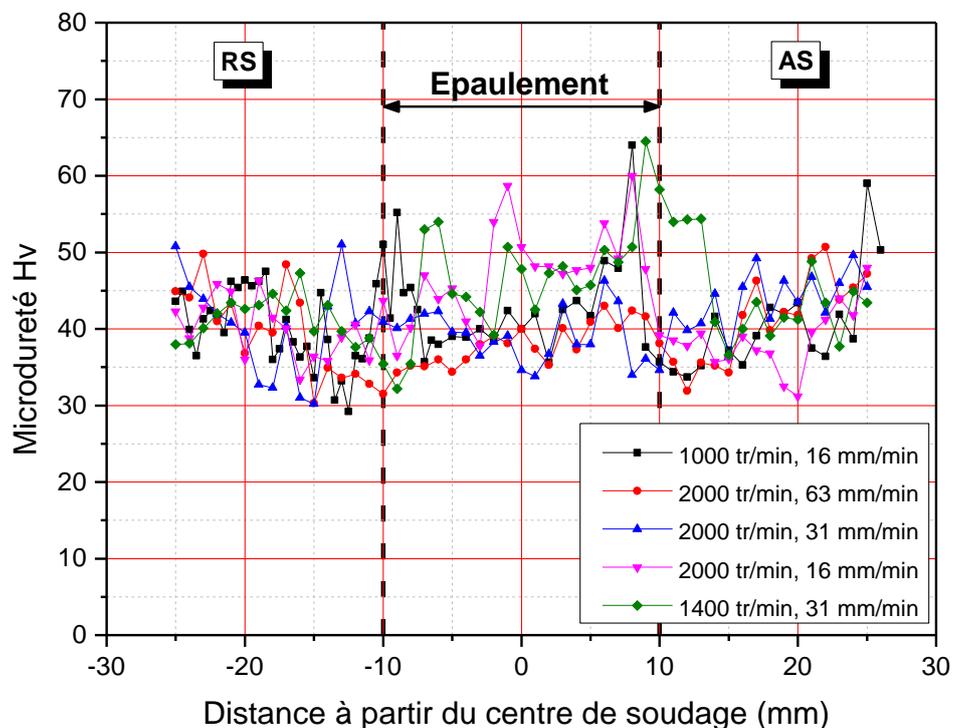


Figure IV.6 : Profil de microdureté au travers d'un joint soudé

Par ailleurs, les essais de microdureté permettent de confirmer les interprétations faites sur l'hétérogénéité de la structure des joints de soudure. Ainsi, beaucoup d'études sont faites dans le but de comparer les différentes zones que sont la ZAT, la ZATM et le noyau [134]. Cependant, les profils de dureté souvent rencontrés dans la littérature sont variés et concernent principalement les alliages d'aluminium à durcissement structural (séries 2000, 6000 et 7000) et à durcissement par écrouissage (séries 1000, 5000). Pour les alliages d'aluminium à durcissement structural, comme leur nom l'indique, le profil de dureté dans la soudure est fortement lié à son état de précipitation. De véritables phénomènes de redissolution, de coalescence et de précipitation suite à une histoire thermomécanique variée font apparaître un profil de microdureté hétérogène dans la section transversale de la soudure.

Dans le présent travail, le profil de dureté observée sur la Figure IV.6 est relativement symétrique par rapport au plan de joint. Les niveaux minimums de dureté sont atteints dans la ZATM à environ 32 HV. Dans le noyau soudé, on constate une légère remontée du niveau de dureté, en particulier à l'avancing side où la valeur atteint 64 HV.

Uematsu et al [135] ont réalisé une étude comparative des deux familles d'alliage d'aluminium (durcissement par écrouissage et par précipitation). Les auteurs ont remarqué que pour certains alliages d'aluminium des deux familles, la dureté de la zone soudée est légèrement supérieure à celle du métal de base.

En effet et pour le présent alliage AA6060-O, le pic de dureté est situé dans la zone affectée thermomécaniquement ZATM tandis que la dureté augmente graduellement vers le centre de la soudure pour cet alliage. Pour les différents paramètres la valeur du pic de dureté est plus élevée du côté advancing où la déformation plastique est plus importante. L'augmentation de la dureté au centre de la soudure est peut être attribuée à la finesse des grains dans cette zone. Nous avons remarqué aussi que la valeur de la microdureté dans la ZATM pour les différents paramètres de soudage, qui peut atteindre jusqu'à 64 Hv, est supérieure à celle du métal qui est de 50 Hv.

IV.4. Influence des paramètres du soudage sur la distribution de la chaleur

Plusieurs articles présentent des mesures de températures le long du joint pour des soudures simples et des soudures mixtes d'alliages d'aluminium obtenues expérimentalement [136,137,138] ont effectué des mesures de température au cours du procédé de soudage à l'aide de thermocouples positionnés à 6mm et à 16mm du centre de la soudure sur une soudure 2024-

T3/2024- T3 et ce, pour différentes vitesses d'avancée et de rotation de l'outil. Le maximum de température est mesuré à proximité du centre de la soudure. Amancio-Filho et al. [136] ont évalué expérimentalement la température à la surface et à mi-épaisseur d'une soudure mixte 2024-T3/6056- T4 avec une caméra infrarouge et des thermocouples. Les auteurs ont trouvés que les profils de températures obtenus sont relativement symétriques malgré la nature différente des alliages soudés côtés AS et RS. A 10 mm du centre de la soudure.

On se basant sur les travaux de [136], ou les auteurs ont trouvés que les profils de températures sont symétriques par rapport au joint de soudage, le suivie de la température sera donc mesuré que dans un coté.

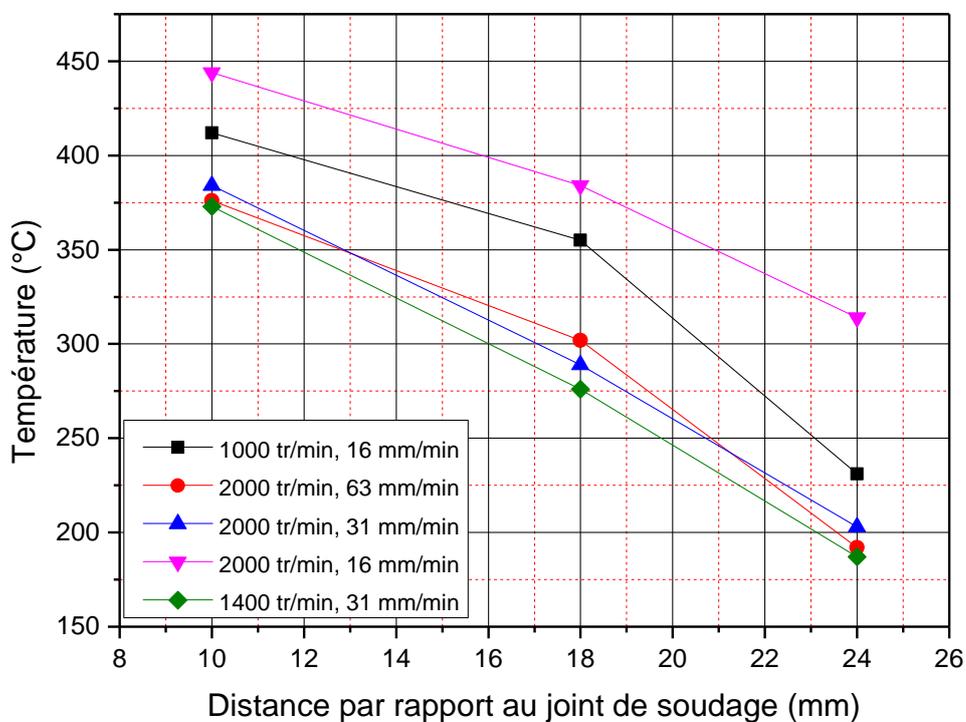


Figure IV.7 : Distribution des températures par rapport au joint de soudage pour différents paramètres de soudage.

Les thermocouples insérés dans les plaques d'aluminium A16061-O tel que décrit à la section II.3.3 au chapitre II et précisé sur la II.14 (chapitre II), ont permis d'obtenir des données sur la distribution des températures maximales selon une ligne transversale aux soudures pour différents paramètres de soudage représenté sur la figure IV.7. Ces données proviennent des températures maximales atteintes par chacun des thermocouples figurant sur les graphiques

discutés précédemment. On remarque clairement qu'il y a une influence des paramètres de soudage sur la distribution de la température

La figure IV.7 illustre l'effet des vitesses de soudage sur le profil de température du matériau soudé. Ces résultats montrent que la température atteinte par les plaques est liée à deux vitesses, la vitesse de rotation et la vitesse d'avance de l'outil. Pour une vitesse de rotation assez élevée, par exemple à 2000 tr/min, les températures maximales atteintes semblent influencées par la vitesse d'avance (pour des vitesses d'avance de 16, 31 et 63 mm/min, les températures maximales trouvés pour chaque vitesse sont : 444, 384 et 376 °C successivement). Donc, quand la vitesse d'avance augmente, la température diminue. À l'instar de l'exemple précédent, pour une vitesse d'avance fixe, 16 mm/min, et des vitesses de rotations de 2000 et 1000 tr/min les températures maximales atteignent respectivement 444 et 412 °C.

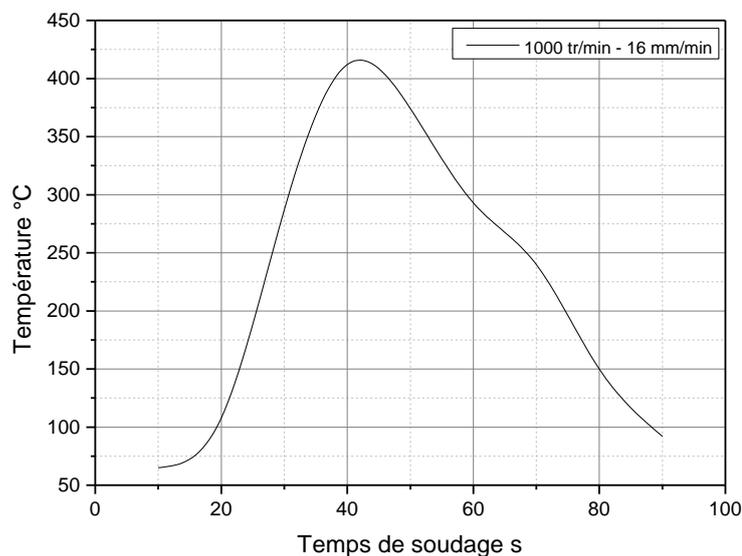


Figure IV.8 : Distribution de la température mesurée par la sonde T1 au milieu de la ligne de soudage.

La figure IV.8 montre l'évolution de la température en fonction du temps de soudage pour les paramètres ; 1000 tr/min et 16 mm/min, au milieu des plaques soudés, enregistré par la sonde T1. La température à $t=0s$ est égale à la température ambiante. Après un temps de soudage $t=20s$ nous avons remarqué qu'il y a une légère augmentation de la température qu'est égale à 110 °C. A un temps $t=30s$ une augmentation significative a été enregistrée qu'est égale à 275 °C. Une augmentation très importante avec un saut avoisinant 443 °C qui a été remarqué à $t=45s$, qui est la position de la sonde. Cette rapide augmentation de la température est expliquée par l'importante valeur de la conductivité thermique de l'alliage 6061-T6. Après le passage de

l'outil par le point de la sonde, nous avons constaté qu'il y a une chute de la température (293 °C à $t = 60s$), cela revient au choc thermique avec la température ambiante.

IV.5. Validation du modèle numérique

La validation du présent modèle a été réalisée en comparant les valeurs de température obtenues par la simulation EF avec celles des résultats expérimentaux trouvés lors de ce chapitre. La figure IV.9 (a) montre la distribution de température en fonction la distance par rapport au joint soudés. Cette figure englobe les résultats trouvés par le modèle proposé le long de la direction latérale (pour les nœuds à 1,5 mm sous la surface supérieure de la plaque avec une vitesse linéaire de 16 mm / min), et les résultats expérimentaux trouvés dans le présent chapitre. Il ressort de la figure IV.9 (a) que les résultats numériques trouvés sont presque identiques à ceux des résultats expérimentaux. La figure IV.9 (b) montre la cartographie de température de section transversale pendant le soudage.

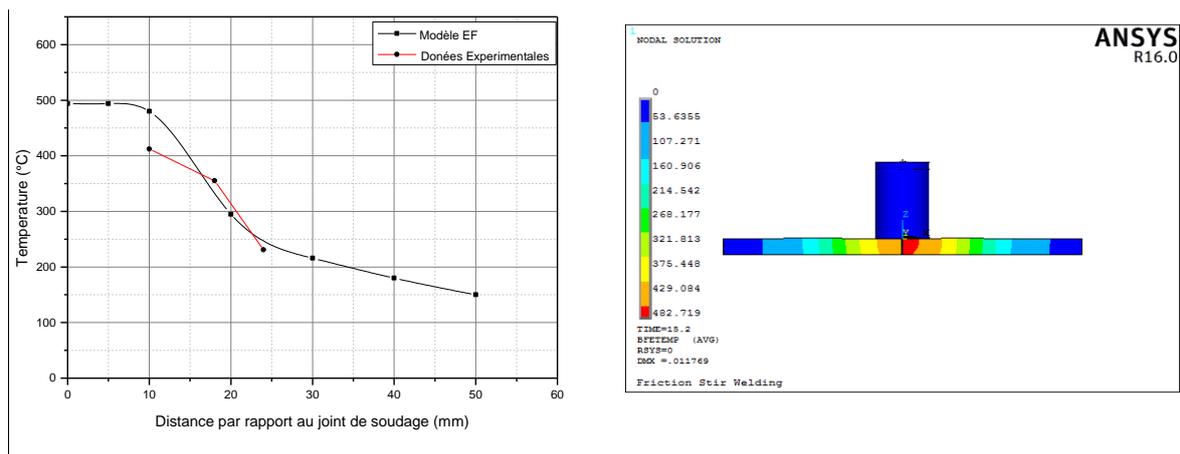


Figure IV.9: Evolution de la température en fonction de la distance: a) une comparaison de la température prédite - modèle EF et des données expérimentales, b) Cartographie de la température lors du soudage.

Nous notons également que la température maximale simulée est de 482 °C et la température expérimentale maximale de 412 °C. Cela montre que l'erreur relative maximale est de 12.5% par rapport à la température maximale expérimentale. Cette valeur est expliquée par le fait que la température maximale trouvée par le modèle numérique se trouve dans le noyau, alors que l'autre température expérimentale se positionne à 10 mm du noyau.

La figure IV.10 (a) montre une comparaison des données expérimentales et de la valeur simulée de l'évolution de la température en fonction du temps, pour les mêmes paramètres discutés ci-dessus au milieu des plaques soudées le long du mouvement de l'outil dans la ligne de

soudage à $t = 40$ s. La cartographie de la température en fonction de temps est illustrée dans la figure 8 (b) à $t = 40$ s.

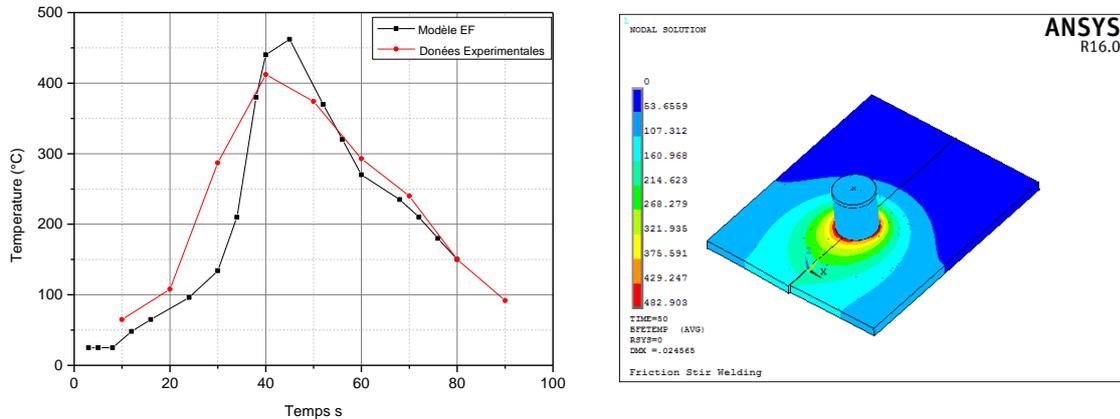


Figure IV.10: Evolution de la température en fonction du temps: a) une comparaison de la température prédite -Modèle EF et des données expérimentales, b) Cartographie de la température lors du soudage.

À partir des figures IV.9 et 10, qui montrent une comparaison entre les résultats expérimentaux avec ceux du modèle élément finis proposé, nous pouvons voir qu'il existe un bon accord entre la température mesurée expérimentalement et la température calculée par le modèle EF, ce qui indique que le modèle développé pour la prédiction de l'histoire de température donne des résultats satisfaisantes.

IV.6. Conclusion

L'influence des paramètres de soudage sur les qualités du comportement du joint soudé par le procédé FSW sans pion a été étudié et comparé. Les résultats expérimentaux trouvés ont été comparés avec la sortie du modèle numérique afin de valider ce dernier. Les principaux résultats du présent chapitre peuvent être résumés comme suit :

- l'outil est un élément important pour le soudage FSW sans pion. Les outils concave et plat n'ont pas données de bon résultats, tandis que l'outil avec une conicité de 2° a donné de très bon résultats.
- Les paramètres de soudage ; $N = 1000$ tr/min, $V_a = 16$ mm/min et $N = 2000$ tr/min, $V_a = 16$ mm/min, possèdent les plus grands coefficients d'efficacité avec 83.58% et 79.10% successivement. Alors que pour tous les autres paramètres, le coefficient d'efficacité est inférieur à 70%.
- Le profil de dureté est relativement symétrique par rapport au plan de joint pour tous paramètres de soudage. Les niveaux minimums de dureté sont atteints dans la ZATM à

environ 32 HV. Une légère remontée du niveau de dureté atteint une valeur de 64 HV, en particulier au côté avance(AS).

- La valeur de la microdureté dans la ZATM pour les différents paramètres de soudage qui peut atteindre 64 Hv est supérieur à celle du métal de base qui est de 50 Hv.
- La température maximale dans l'expérience est presque identiques à celle trouvé par le modèle élément finis. Cet accord entre les résultats expérimentaux et numériques prouve que le modèle proposé est valide pour de telle simulation numérique.

CONCLUSION GENERALE

L'objectif principal de cette thèse était de faire un modélisation numérique du comportement thermomécanique du procédé de soudage FSW de l'alliage d'aluminium 6061-T6. Pour atteindre cet objectif, un modèle non linéaire par élément finis a été développé en utilisant le code de calcul ANSYS Etudian.

Une étude comparative sur l'influence des paramètres de soudage sur la qualité du comportement du joint soudé, entre l'étude numérique et une étude expérimentale en utilisant un outil sans pion a été réalisée afin de valider le modèle développé.

Les principales conclusions tirées de ce travail sont :

- Il existe une relation directe entre les paramètres de soudage par le procédé FSW et les températures trouvées lors de l'opération de soudage.
- L'augmentation de la vitesse de rotation entraîne une augmentation de la température maximale dans les joints soudés alors que l'augmentation de la vitesse d'avance engendre une diminution de la température maximale.
- Toutes les températures prédites par le présent modèle EF n'ont pas atteint la température de fusion du matériau en question.
- Il existe une forte dépendance entre les contraintes résiduelles trouvées par ce modèle EF et les paramètres de soudage.
- L'augmentation de la vitesse de soudage (d'avance) entraîne une augmentation de la contrainte résiduelle.
- Les forces de réaction simulées pour un outil sans pion sont inférieures de presque 50% par rapport à celles simulées par un outil avec pion.
- La forme de l'outil est un élément important pour le soudage FSW sans pion. Dans les essais expérimentaux les outils concaves et plats n'ont pas donné de bons résultats, contrairement à l'outil avec une conicité de 2°.
- Les couples de paramètres ; $N = 1000$ tr/min, $V_a = 16$ mm/min et $N = 2000$ tr/min, $V_a = 16$ mm/min, possèdent les plus grands coefficients d'efficacité avec successivement 83.58% et 79.10%. Pour tous les autres couples, le coefficient d'efficacité est inférieur à 70%.
- Le profil de dureté est relativement symétrique par rapport au plan de joint pour tous les paramètres de soudage. Les niveaux minimums de dureté sont atteints dans la

ZATM avec environ 32 Hv. Une légère remontée du niveau de dureté atteint une valeur de 64 Hv, en particulier au côté avance(AS).

- La valeur de la microdureté dans la ZATM pour les différents paramètres de soudage atteint 64 Hv, supérieure à celle du métal de base qui est de 50 Hv.
- La température du soudage FSW mesuré expérimentalement par les thermocouples est identique à celle trouvée par le modèle élément fini. Cet accord entre les résultats expérimentaux et numériques prouve que le modèle proposé est valide pour simuler ce type de soudage.
- La majorité des flux de matière se produit du côté de retrait (AR) et le transport de la matière plastifiée s'effectue derrière l'outil et forment le joint soudé.
- Numériquement, La répartition de flux de chaleur au cours du soudage FSW montre que la température du côté avance (AS) est supérieure à celle du côté recule (AR).
- Les contraintes résiduelles trouvées n'ont jamais dépassé la valeur de 54% de la limite élastique, ce qui signifie que le modèle numérique donne de bons résultats en termes de contrainte.

Pour arriver à l'objectif principal de la présente thèse une étude de modélisation numérique thermomécanique et une étude expérimentale a été menée, le but de cette dernière est la validation du modèle. Cette étude a clairement montré qu'il existe un bon accord entre les résultats de simulation numérique et les résultats expérimentaux ce qui confirme que le modèle est fiable pour simuler ce type de processus de soudage. Néanmoins, Il reste plusieurs points à approfondir et qu'on va proposer comme perspectives :

- Développer un modèle numérique sur la base du présent modèle thermomécanique en introduisant le pion dans l'outil de soudage.
- Faire des simulations numériques en utilisant le modèle proposé pour étudier l'influence de l'hétérogénéité des matériaux soudés sur les propriétés thermomécaniques de l'assemblage.
- Faire des modélisations numériques avec différentes formes d'outils.

Références bibliographiques

- [1] Thomas W. M., Nicholas E. D., Needham J. C., Church M. G., Templesmith P., Dawes C., Intl. Patent Application no. PCT/GB92/02203 and GB Patent Application no. 9125978.9, 1991.
- [2] H. Leiris, Métaux et alliages autres que les aciers et les fontes, Tome II, Masson et cie éditeurs. Pp.71-92, 1971.
- [3]. F. Serradj, mÇmoire de Magister, UniversitÇ de Constantine, AlgÇrie (2005).
- [4]. C.Varel, Le comportement de l'aluminium et de ses alliages, Ed. Dunod technique, Paris (2004) 25.
- [5]. J. Lanthony, l'aluminium et les alliages lÇgers. Ed. Presses Universitaires de France, Paris (1984) 55.
- [6].D. M. Laughlin and W. F. Miao, Journal of Materials Science Letters, 21 (2001) 320-329.
- [7]. I. R. Harris, P. C. Varley, Factors influencing drittleness in AlMgSi alloys, J. I. Metals 82 (1953-1954) 379-393.
- [8].The Aluminum Association, 1525 Wilson Boulevard,Arlington, VA 2220 www.aluminum.org . Revised: April 2006.
- [9]. W. F. Miao, D. E. Laughlin, Met. Mater. Trans, 31(A) (2000) 361-371.
- [10]. [Blondeau. 2001b] Blondeau, R. 2001b. procédés et applications industrielles du soudage. Traité Mécanique et ingénierie des Matériaux , Herneces Sciences Publications.
- [11] Gemme F, Verreman Y, Dubourg L, Jahazi M. Numerical analysis of the dwell phase in friction stir welding and comparison with experimental data. Mater Sci Eng A 2010;527:4152-60.
- [12] 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.
- [13] F. Marie, D. Allehaux, and B. Esmiller. Development of the bobbin tool technique on various aluminium alloys. 5th Symposium on FSW, Metz, 2004.
- [14] C. Dawes and W. Thomas. Friction stir joining of aluminium alloys. TWI Bulletin, 6 :124–127, November-December 1995.
- [15] Mishra RS, Ma ZY. Friction stir welding and processing. Mater Sci Eng R: Rep 2005;50:1–78.
- [16]. Thomas, W., E. D. Nicholas, et al. (2005). "FSW process variants and mechanical properties." Welding in the World **49**(3-4): 4-11.
- [17].Ericsson, M. (2005). Fatigue strength of friction stir welded joints in Aluminium, Department

of Materials Science and Engineering, Royal Institute of Technology, Stockholm. PhD dissertation.

[18].R. A. Mishran, 2007, Chapter 1 Introduction, Friction Stir Welding and Processing, Edité par R.S. Mishra et M.W. Mahoney, ISBN-13 978-0-87170-840-3, ASM International

[19].C. B. Fuller, 2007, Friction Stir Welding and Processing - Chapter 2 Friction Stir Tooling: Tool Materials and Designs, Friction Stir Welding and Processing, Edité par R.S. Mishra et M.W. Mahoney, ISBN-13 978-0-87170-840-3, ASM International

[20]. The Welding Institute TWI. <www.twi.co.uk>.

[21] Rai R, De A, Bhadeshia HKDH, DebRoy T. Review: friction stir welding tools. *Sci Technol Weld Join* 2011;16:325–42.

[22] Buffa G, Fratini L, Shivpuri R. Finite element studies on friction stir welding processes of tailored blanks. *Comput Struct* 2008;86:181–9.

[23] Nandan, R., T. DebRoy, et al. (2008). "Recent advances in friction-stir welding - Process, weldment structure and properties." *Progress in Materials Science* 53(6): 980-1023.

[24]Thomas, W. M., E. D. Nicholas, et al. (2001). Friction stir welding - Tool developments, *Welding in the World*, Pringer-Verlag 47(11-12): 10-17.

[25].Arora A, De A, Debroy T. Toward optimum friction stir welding tool shoulder diameter. *Scr Mater* 2011;64:9–12.

[26].Woo, W., H. Choo, et al. (2007). "Influence of the Tool Pin and Shoulder on Microstructure and Natural Aging Kinetics in a Friction-Stir-Processed 6061–T6 Aluminum Alloy." *Metallurgical and Materials Transactions A* 38(1): 69-76.

[27].Burford, D. A., Tweedy, B.M., et Widener , C. A. (2006). Influence of shoulder configuration and geometric features on FSW track properties. 6th International Symposium on Friction Stir Welding. Saint-Sauveur, Canada TWI, Oct 10-13, 2006.

[28].Leal, R. M., C. Leitão, et al. (2008). "Material flow in heterogeneous friction stir welding of thin aluminium sheets: Effect of shoulder geometry." *Materials Science and Engineering: A* 498(1-2): 384-391.

[29].Scialpi, A., L. A. C. De Filippis, et al. (2007). "Influence of shoulder geometry on microstructure and mechanical properties of friction stir welded 6082 aluminium alloy." *Materials & Design* 28(4): 1124-1129.

[30].Mehta M, Arora A, De A, Debroy T. Tool geometry for friction stir welding – optimum shoulder diameter. *Metall Mater Trans A* 2011;42:2716–22. Jamshidi Aval et al. [37,39].

[31].Jamshidi Aval H, Serajzadeh S, Kokabi AH. The influence of tool geometry on the thermo-mechanical and microstructural behaviour in friction stir welding of AA5086. *Proc Inst Mech Eng Part C* 2011;225:1–16.

- [32].Jamshidi Aval H, Serajzadeh S, Kokabi AH. Evolution of microstructures and mechanical properties in similar and dissimilar friction stir welding of AA5086 and AA6061. *Mater Sci Eng A* 2011;528:8071–83.
- [33].Buffa G, Campanile G, Fratini L, Prisco A. Friction stir welding of lap joints: influence of process parameters on the metallurgical and mechanical properties. *Mater Sci Eng A* 2009;519:19–26.
- [34].Zhang LG, Ji SD, Luan GH, Dong CL, Fu L. Friction stir welding of al alloy thin plate by rotational tool without pin. *J Mater Sci Technol* 2011;27:647–52.
- [35].Ji SD, Zhang LG, Jin YY, Luan GH. Numerical simulation of rotational tool shoulder shape's effect on transfer behavior of welding plastic metal in friction stir welding. *Mater Sci Forum* 2012;704–705:1167–74.
- [36].Elangovan, K. and V. Balasubramanian (2007). "Influences of pin profile and rotational speed of the tool on the formation of friction stir processing zone in AA2219 aluminium alloy." *Materials Science and Engineering A* 459(1-2): 7-18.
- [37] Zhao, Y.-h., S.-b. Lin, et al. (2005). "The influence of pin geometry on bonding and mechanical properties in friction stir weld 2014 Al alloy." *Materials Letters* 59(23): 2948-2952.
- [38] Zhang, Y. N., X. Cao, et al. (2012). "Review of tools for friction stir welding and processing." *Canadian Metallurgical Quarterly* 51(3): 250-261.
- [39]. Hattingh, D. G., C. Blignault, et al. (2008). "Characterization of the influences of FSW tool geometry on welding forces and weld tensile strength using an instrumented tool." *Journal of Materials Processing Technology* 203(1-3): 46-57.
- [40]. Buffa G, Forcellese A, Fratini L, Simoncini M. Experimental and numerical analysis on FSWed magnesium alloy thin sheets obtained using “pin” and “pinless” tool. *Key Eng Mater* 2012;504–506:747–52.
- [41].C. B. Fuller, *Friction Stir Welding and Processing - Chapter 2 Friction Stir Tooling: Tool Materials and Designs*, Friction Stir Welding and Processing, Edité par R.S. Mishra et M.W. Mahoney, ISBN-13 978-0-87170-840-3, ASM International, 2007.
- [42]. Yan, J., Sutton, M. A., & Reynolds, A. P. (2005). Process-structure-property relationships for nugget and heat affected zone regions of AA2024-T351 friction stir welds. *Science and Technology of Welding and Joining*, 10(6), 725-736.
- [43]. Reynolds, A. P., Tang, W., Khandkar, Z., Khan, J. A., & Lindner, K. (2005). Relationship between weld parameters, hardness distribution and temperature history in alloy 7050 friction stir welds. *Science and Technology of Welding and Joining*, 10(2), 190-199.

- [44]. Dubourg, L., Gagnon, F.-O., Nadeau, F., St-Georges, L., & Jahazi, M. (2006). Process window optimization for FSW of thin and thick sheet Al alloys using statistical methods. 6th International Friction Stir Welding Symposium, St-Sauveur, Canada TWI.
- [45]. Dong, P., Lu, F., Hong, J. K., & Cao, Z. (2001). Coupled Thermomechanical Analysis of Friction Stir Welding Using Simplified Models. *Science and Technology of Welding and Joining*, 6(5), 281-287.
- [46] Liu, H. J., H. Fujii, et al. (2003). "Tensile properties and fracture locations of friction-stir-welded joints of 2017-T351 aluminum alloy." *Journal of Materials Processing Technology* 142(3): 692-696.
- [47]. Cavaliere, P., A. Squillace, et al. (2008). "Effect of welding parameters on mechanical and microstructural properties of AA6082 joints produced by friction stir welding." *Journal of Materials Processing Technology* 200(1-3): 364-372.
- [48]. Buffa G, Hua J, Shivpuri R, Fratini L. Design of the friction stir welding tool using the continuum based FEM model. *Mater Sci Eng A* 2006;419:381–8.
- [49]. Zhang Z, Zhang HW. Effect of process parameters on quality of friction stir welds. *Chin J Mater Res* 2006;20:504–12 [in Chinese].
- [50]. Ganesh P, Senthil Kumar VS. Numerical analysis on superplastic forming of friction stir welded AA6061-T6 alloy sheet. *Adv Mater Res* 2012;488-489:753–8.
- [51]. Li WY, Yu M, Li JL, Gao DL. Explicit finite element analysis of the plunge stage of tool in friction stir welding. *Mater Sci Forum* 2009;620–622:233–6.
- [52] T. J. Haynie, A. D. Hofferbert, A. H. Kopyy, 2006, Adaptator for friction stir welder, US Patent Application No.: US 2006/0032 887 A1
- [53] C. B. Smith, 2007, Friction Stir Welding and Processing - Chapter 11 Robots and machines for friction stir welding / processing, Friction Stir Welding and Processing, Edité par R.S. Mishra et M.W. Mahoney, ISBN-13 978-0-87170-840-3, ASM International
- [54] C. L. Campbell, M. S. Fullen, M. J. Skinner, 2000, Control system for control system for friction stir welding background of the invention, International Patent Application No : PCT/US1999/015587.
- [55]. Yan, J., Sutton, M. A., & Reynolds, A. P. (2005). Process-structure-property relationships for nugget and heat affected zone regions of AA2024-T351 friction stir welds. *Science and Technology of Welding and Joining*, 10(6), 725-736.
- [56]. Y.G. Kim, H. Fujii, T. Tsumura, T. Komazaki, K. Nakata. Three defect types in friction stir welding of aluminum die casting alloy. *Materials Science and Engineering A*. 415. 2006. 250-254.

- [57] Kumar, K. and S. V. Kailas (2008). "The role of friction stir welding tool on material flow and weld formation." *Materials Science and Engineering A* **485**(1-2): 367-374.
- [58].Chen, H.-B., K. Yan, et al. (2006). "The investigation of typical welding defects for 5456 aluminum alloy friction stir welds." *Materials Science and Engineering: A* **433**(1-2): 64-69.
- [59]. Khaled, T. (2005). "An Outsider Looks at Friction Stir Welding " Federal Aviation Administration, Lakewood, Ca, USA, Rapport technique, ANM-112N-05-06, 2005.
- [60] C. Genevois, 'Genèse des microstructures lors du soudage par friction malaxage d'alliages d'aluminium de la série 2000 & 5000 et comportement mécanique résultant', thèse soutenu en septembre à l'INPG, 2004.
- [61]. D. Hof, 'State of the Art of International Standardisation in the Field of Welding and Allied Processes', *Sudura, Soldagem Insp. São Paulo*, Vol. 15, No. 1, p.071-081, 2010.
- [62]. Padmanaban, G. and V. Balasubramanian, *Selection of FSW tool pin profile, shoulder diameter and material for joining AZ31B magnesium alloy – An experimental approach*. *Materials & Design*, 2009. 30(7): p. 2647-2656.
- [63]. Sato, Y.S., et al., *Microstructural evolution of 6063 aluminum during friction-stir welding*. *Metallurgical and Materials Transactions a-Physical Metallurgy and Materials Science*, 1999. 30(9): p. 2429-2437.
- [64]. Heurtier, P., et al., *Mechanical and thermal modelling of Friction Stir Welding*. *Journal of Materials Processing Technology*, 2006.171(3): p. 348-357.
- [65]. Jacquin, D. and Desrayaud, C. (2009).Modélisation de l'histoire thermomécanique des zones soudées en Friction Stir Welding. Application à la prévision des microstructures.
- [66].] M.W. mahoney, C.G. rhodes, J.G. flintoff, R.A. spurling, and W.H. bingel. Properties of Friction-Stir-Welded 7075 T651 Aluminum. *metallurgical and materials transactions A*. 29.1998.1955-1964.
- [67]. B.C. Liechty, B.W. Webb. The use of plasticine as an analog to explore material flow in friction stir welding. *Journal of Materials Processing Technology*. 184. 2007. 240-250.
- [68]. Mandal, J. Rice, A.A. Elmustafa. Experimental and numerical investigation of the plunge stage in friction stir welding. *journal of materials processing technology*. 203. 2008. 411-419.
- [69]. Guerdoux et L Fourment. A 3D numerical simulation of different phases of friction stir welding. *modelling and simulation in materials science and engineering* 17.2009.075001.32pp.

- [70] W. Tang, X. Guo, J.C. McClure, L.E. Murr, J. Mater. Process. Manufact. Sci. 7.1998.163.
- [71] C. Hamilton, S. Dymek, A. Sommers .A thermal model of friction stir welding in aluminum alloys. International Journal of Machine Tools & Manufacture. 48. 2008. 1120-1130.
- [72] Yeong-Maw Hwang, Zong-Wei Kang, Yuang-Cherng Chiou, Hung- Hsiou. Experimental study on temperature distributions within the workpiece during friction stir welding of aluminum alloys. International Journal of Machine Tools & Manufacture. 48. 2008. 778-787.
- [73]. D. H. Choi, C. Y. Lee, B. W. Ahn, J.H. Choi, Y.M. Yeon. Frictional wear evaluation of WC-Co alloy tool in friction stir spot welding of low carbon steel plates. Int. Journal of Refractory Metals & Hard Materials 27. 2009. 931-936.
- [74]. **[Khandkar et Khan. 2006]** Mir Zahedul H. Khandkar, Jamil A. Khan, Anthony P. Reynolds, Michael A. Sutton. Predicting residual thermal stresses in friction stir welded metals. Journal of Materials Processing Technology. 174. 2006. 195-203.
- [75].W.J. Arbegast, P.J. Hartley. Proceedings of the Fifth International Conference on Trends in Welding Research, Pine Mountain, GA, USA, June 1-5, 1998, p. 541.
- [76] T. Hashimoto, S. Jyogan, K. Nakata, Y.G. Kim, M. Ushio. Proceedings of the First International Symposium on Friction Stir Welding, Thousand Oaks, CA, USA, June 14-16, 1999.
- [77] Mohamed Ackiel, Yupiter H. P. and Markus.L. Analysis of Residual Stress on FSW AA 6061 Using Hole-drilling with ESPI for HFMI Treated Condition Journal of Materials Science Forum. 2017 Vol. 890, pp 344-347
- [78]. Reynolds, A. P., (2000) “Visualisation of material flow in autogenous friction stir welds” Science and Technology of Welding and Joining 5 pp. 120-124.
- [79]. Mishra, R.S. and Z.Y. Ma, Friction stir welding and processing. Materials Science and Engineering: R: Reports, 2005. 50(1-2): p. 1-78.
- [80]. Liechty, B.C. and B.W. Webb, The use of plasticine as an analog to explore material flow in friction stir welding. Journal of Materials Processing Technology, 2007.184(1-3): p. 240-250.
- [81]. Heurtier, P., et al., Mechanical and thermal modelling of Friction Stir Welding. Journal of Materials Processing Technology, 2006.171(3): p. 348-357.
- [82]. St-Georges5 L., et al., Thermo-Fluid Phenomena in Friction Stir Welding, in Proceeding of the 15th Intl. Conf. Thermal Engineering2006, Université du Québec à Chicoutimi: Budapest, Hungary, p. 36.
- [83].Schmidt, H.B. and J.H. Hattel,Thermal and Material Flow modelling of Friction Stir Welding using Comsol, in Proceedings of the COMSOL Conference 2008 Hannover2008.p.16.

- [84]. Tutunchilar S, Haghpanahi M, Besharati Givi MK, Asadi P, Bahemmat P. Simulation of material flow in friction stir processing of a cast Al–Si alloy. *Mater Des* 2012;40:415–26.
- [85]. Colegrove PA. Modelling and development of the Trivex friction stir welding tool. *Welding World* 2004; 48:10–26.
- [86]. Colegrove PA, Shercliff HR. Experimental and numerical analysis of aluminium alloy 7075-T7351 friction stir welds. *Sci Technol Weld Join* 2003;8:360–8.
- [87]. Idagawa HS, Torres EA, Ramirez AJ. CFD modeling of dissimilar aluminum-steel friction stir welds. In: *ASM proceedings of the international conference: trends in welding research*; 2013. p. 604–10.
- [88]. Kim, Y. G., Fujii, H., Tsumura, T., Komazaki, T., & Nakata, K. (2006). Three defect types in friction stir welding of aluminum die casting alloy. *Materials Science and Engineering A*, 415, 250-254.
- [89]. James, M. N., Bradley, G. R., Lombard, H., & Hattingh, D. G. (2005). The relationship between process mechanisms and crack paths in friction stir welded 5083-H321 and 5383-H321 aluminium alloys. *Fatigue and Fracture Engineering in Materials and Structures*, 28, 245-256.
- [90]. Zhou, C., Yang, X., & Luan, G. (2006). Effect of root flaws on the fatigue property of friction stir welds in 2024-T3 aluminium alloys. *Materials Science and Engineering A*, 418(1), 155- 160.
- [91]. Schmidt H., Hattel J., ” Heat source models in simulation of heat flow in friction stir welding”, *International Journal of Offshore and Polar Engineering*, volume 14, pages 296-304, 2004.
- [92] Song M., Kovacevic R., ” Thermal modelling of Friction StirWelding in a moving coordinate system and its validation”, *Internationnal Journal of Machine Tolls & Manufacture*, volume 43, pages 605-615, 2002
- [93]. Khandkar M.Z.H., Khan J.A., Reynolds A.P., ” Prediction of temperature distribution and thermal during friction stir welding : input torque based model”, *Science and technology of welding and joining*, volume 8, pages 165-174, 2003
- [94]. Fourment L., Guerdoux S., Miles M., Nelson T., ” Numerical simulation of the Friction Stir Welding process using both Lagrangian and Arbitrary Lagrangian Eulerian formulations”, *5th International Symposium on Friction Stir Welding*, 2004
- [95]. Dickerson T., Shi Q., Shercliff H.R., ” Heat flow into Friction Stir Welding tools”, *4th International Symposium on Friction Stir Welding*, 2003
- [96] Simar A., Pardoën T., Meester B., ” Influence of Friction Stir Welding parameters on the power input and temperature distribution in aluminium alloys”, *5th International Symposium on Friction Stir Welding*, 2004

- [97]. Chao Y.J., Qi X., " Heat transfert and thermomechanical analysis of friction stir joining of AA6061-T6 plates", 1st International Symposium of friction stir welding, 1999
- [98] Chen C., Kovacevic R., " Finite element modelling of thermomechanical performance of Friction Stir Welding", 4th International Symposium on Friction Stir Welding, 2003
- [99] Feng Z., Gould J.E., Linert J.L., " A heat flow model for Friction Stir Welding of aluminium alloys", The Minerals, Metals & Materials Society, pages 149-158, 1998
- [100].Schmidt H., Hattel J., Wert J., " An analytical model for heat generation in friction stir welding", Modelling Simul. Mater. Sci. Eng., volume 12 ,pages 143-157, 2003
- [101] Simar A., Lecomte-Beckers J., Pardoën T., de Meester B., " Effect of boundary conditions and heat source distribution on temperature distribution in friction stir welding", Science and Technology of Welding and Joining, volume 11, issue 2, pages 170-177, 2006
- [102]. Colegrove P.A., Shercliff H.R., " 3-dimensional cfd modelling of flow round a threaded friction stir welding tool profile", Materials Processing Technology, 2005
- [103] Ulyssen P., " Three-dimensional modeling of the friction stir-welding process", International Journal of Machine Tools and Manufacture, volume 42, pages 1549- 1557, 2002
- [104] Seidel T.U., Reynolds A.P., " Two-dimentional friction stir welding process model based on fluid mechanics", Science and technology of welding and joining, volume 8,pages 175-183, 2003
- [105]. Heurtier P., Jones M.J., Desrayaud C., Driver J.H., Montheillet F., Allehaux D., " Mechanical and thermal modelling of friction stir welding", Materials Processing Technology, volume 171, pages 348-357, 2005
- [106]. Guedoiri A., " Contribution à la modélisation et à la simulation numérique du soudage par friction et malaxage)", Thèse de l'Ecole Nationale Supérieure d'Arts et Métiers, Arts et Métiers ParisTech, 2012
- [107]. Schmidt H., Hattel J., " A local model for the thermomechanical conditions in friction stir welding", Modelling And Simulation In Material Science And Engineering, volume 13, pages 77-93, 2004
- [108] Feulvarch E., " Modélisation numérique du soudage par friction-malaxage (Friction Stir Welding)", Thèse de doctorat de l'Université de Saint Etienne, Génies Mécanique et Civil, 2005
- [109] Bastier A., " Modélisation du soudage d'alliages d'Aluminium par friction et malaxage", Thèse de doctorat de l'Ecole Polytechnique, Mécanique, Matériaux, 2006.
- [110] Huebner, H.H., Dewhirst, D.L., Smith, D. E., and Byrom, T. G. *The finite element method for engineers*. 4th ed. 2001, New York: J. Wiley.

[111] ANSYS® Release 11.0 Documentation, ANSYS Inc, 2008

[112] Zhu, X.K. and Chao, Y.J., Numerical simulation of transient temperature and residual stresses in friction stir welding of 304L stainless steel, *Journal of Materials Processing Technology*, 2004. 146(2): p. 263-272.

[113] Rajdaj, D., *Heat effects of welding: temperature field, residual stress, distortion*. 1992, Berlin, New York: Springer.

[114] Dong, P., Lu, F., Hong, J. K. and Cao, Z. Coupled thermomechanical analysis of friction stir welding process using simplified models. *Sci. Technol. Weld. Joining*, 2001, 6(5), 281–287.

[115] Khandkar, M.Z.H., Khan, J.A., Reynolds, A.P., and Sutton, M.A., Predicting residual thermal stresses in friction stir welded metals. *Journal of Materials Processing Technology*, 2006. 174(1-3): p. 195-203.

[116] Nandan, R., Roy, G.G., Lienert, T.J., and DebRoy, T., Numerical modelling of 3D plastic flow and heat transfer during friction stir welding of stainless steel. *Science and Technology of Welding and Joining*, 2006. 11(5): p. 526-537.

[117] Chao, Y.J., Qi, X., and Tang, W., Heat transfer in friction stir welding – Experimental and numerical studies, *Journal of Manufacturing Science and Engineering-Transactions of the ASME*, 2003. 125(1): p. 138-145.

[118] Naidu, R. *Friction Stir Welding: Thermal Effects of a Parametric Study on Butt and Lap Welds*, MS Thesis, Wichita State University, 2006.

[119] Daftardar, S., *Laser Assisted Friction Stir Welding: Finite Volume Method and Metaheuristic Optimization*, MS Thesis, Louisiana State University, 2009.

[120] Stephens, R.I., Fatemi, A., Stephens, R.R., and Fuchs, H.O., *Metal fatigue in engineering*. 2001, New York: Wiley.

[121] Dasgupta, A., Pecht, M.G., and Mathieu, B., Design-of-experiment methods for computational parametric studies in electronic packaging. *Finite Elements in Analysis and Design*, 1998. 30(1-2): p. 125-146.

[122] Deng, X., Xu, S.: Solid mechanics simulation of friction stir welding process. *Trans. NAMR SME* **29**, 631–638 (2001).

[123] Chao, Y., Qi, X.: Thermal and thermo-mechanical modeling of friction stir welding of aluminum alloy 6001-T6. *J.Mater. Process. Manuf. Sci.* **7**(10), 215–233 (1998).

- [124] G. Madhusudhan and al, Microstructure, Residual Stress Distribution and Mechanical Properties of Friction-Stir AA 6061 Aluminium Alloy Weldments. Proc. National Seminar on Non-Destructive Evaluation Dec. 7 - 9, 2006, Hyderabad
- [125] ASTM Standard E8-04, Standard Test Methods for Tension Testing of Metallic Materials [Metric], Part 03.01, Metals Mechanical Testing Elevated and Low- Temperature Tests Metallographic.
- [126] Buffa G, Ducato A, Fratini L. Numerical procedure for residual stresses prediction in friction stir welding. *Finite Elem Anal Des* 2011;47:470–6.
- [127] Wang H, Colegrove PA, dos Santos J. Hybrid modelling of 7449-T7 aluminium alloy friction stir welded joints. *Sci Technol Weld Join* 2013;18:147–53.
- [128] Lawrjaniec D, Abisror A, Decker C, Koçak M, Dos Santos J. Numerical simulation of friction stir welding. *Mater Sci Forum* 2003;426–432:2993–8.
- [129] Heurtier, P., Desrayaud, C., and Montheillet, F. (2002), "A Thermomechanical Analysis of the Friction Stir Welding Process", *Materials Science Forum*, Vol. 396, No. 4, pp. 1537-1542.
- [130] Buffa, G., Hua, J., Shivpuri, R., Fratini, L. (2006), "A Continuum Based Fem Model for Friction Stir Welding-Model Development", *Material Science and Engineering A*, Vol. 419, Issues 1-2, pp. 389-396.