

الجمهورية الجزائرية الديمقراطية الشعبية

REPUBLIQUE ALGERIENNE DEMOCRATIQUE ET POPULAIRE

العلمي وزارة التـعليم العالي و البحث

Ministère de l'Enseignement Supérieur et de la Recherche Scientifique

جامعة أبي بكر بلقايد - تلمسان

Université Aboubakr Belkaïd - Tlemcen -

Faculté de TECHNOLOGIE



MEMOIRE

Présenté pour l'obtention du **diplôme** de **MASTER**

En : génie mécanique

Spécialité: assemblage soudée et matériaux

Par : TERBECHÉ Mohammed Abdel-illah

Sujet

**Simulation et Optimisation des paramètres de soudage par
d'algorithme d'essaim particulaire (PSO) des éprouvettes
soudés par le procédé friction malaxage**

Soutenu publiquement, le 21 juin 2026, devant le jury composé de :

M GUENIFED Abdelhalim Farouk	MAA	Université de Tlemcen	Président
Mme MEDJADI Nassima	MAA	Université de Tlemcen	Examineur
M/Mme BENSAID Ismail	MCA	Université de Tlemcen	Encadreur
/	/	/	Co-Encadreur

Année universitaire: 2025 /2026

Remerciements

Avant toute chose, je tiens à exprimer ma profonde gratitude envers ALLAH le Tout-Puissant pour m'avoir accordé la santé, la patience et la détermination nécessaires à l'aboutissement de ce travail.

Je tiens à adresser mes sincères remerciements à mon encadreur, Monsieur **BENSAID ISMAIL**, pour son accompagnement, sa disponibilité et ses précieux conseils tout au long de cette recherche. Ses orientations ont été déterminantes dans la structuration et la conduite de ce mémoire.

Je remercie vivement les membres du jury d'avoir accepté d'évaluer ce travail. Votre expertise et vos remarques seront une source d'enrichissement pour moi.

Mes remerciements s'adressent également à l'ensemble des enseignants du département de Génie Mécanique pour la qualité de l'enseignement dispensé durant ces années de master.

Une mention spéciale pour Mademoiselle **SAIM Meriem**, dont l'appui institutionnel a été déterminant et l'aide dans la préparation des études de ce mémoire.

Je n'oublie pas ma famille, mes parents et mes proches pour leur soutien inconditionnel et leurs encouragements permanents. Que ce travail soit le fruit de leurs sacrifices et de leur confiance en moi.

Dédicace

À mes chers parents

Pour leur amour, leur soutien et leurs sacrifices infinis

À mes frères et sœurs

Pour leur affection et leur encouragement constant

À tous mes amis et collègues

Pour les moments partagés et leur complicité

À tous ceux qui ont contribué, de près ou de loin,

À la réalisation de ce travail

*Enfin, je voudrais exprimer mes sincères remerciements et ma reconnaissance à mon superviseur, **M. BENSaid Ismail**, pour ses précieux conseils, sa patience et sa disponibilité constante, qui ont servi de pierre angulaire à l'achèvement complet de ce travail.*

Résumé

Le procédé de soudage par friction malaxage (Friction Stir Welding - FSW) est une technique d'assemblage en phase solide qui a révolutionné l'industrie, notamment pour les alliages d'aluminium et autres matériaux non ferreux. Cette technique offre des avantages considérables en termes de propriétés mécaniques des joints et de réduction des défauts par rapport aux méthodes de soudage conventionnelles. Cependant, la qualité du joint dépend étroitement des paramètres de soudage tels que la vitesse de rotation de l'outil, la vitesse d'avance et la force axiale.

Ce mémoire présente une approche couplée combinant simulation numérique par éléments finis sous ABAQUS et optimisation multi-objectif par algorithme d'essaim particulaire (PSO) associé au front de Pareto (MOPSO). L'objectif est de déterminer les paramètres optimaux du procédé FSW pour trois nuances distinctes : l'acier 34CrMo4, le bronze CuSn8 et alliage d'aluminium (Al 6061).

La simulation numérique permet d'analyser le comportement thermomécanique du joint, les contraintes résiduelles et la distribution de température. Les résultats de simulation sont ensuite exploités comme base de données pour l'optimisation sous MATLAB, permettant de minimiser simultanément les contraintes résiduelles et la distorsion tout en maximisant la résistance mécanique du joint. Les fronts de Pareto obtenus offrent un ensemble de solutions optimales adaptées à chaque matériau, fournissant ainsi un outil d'aide à la décision pour les industriels.

Les résultats démontrent l'efficacité de l'approche couplée simulation-optimisation et mettent en évidence les spécificités de chaque nuance vis-à-vis du procédé FSW.

Mots-clés : Friction Stir Welding, Simulation numérique, ABAQUS, Optimisation, PSO, Front de Pareto, MOPSO, Alliages d'aluminium, 34CrMo4, CuSn8.

Abstract

Friction Stir Welding (FSW) is a solid-state joining process that has revolutionized the industry, particularly for aluminum alloys and other non-ferrous materials. This technique offers considerable advantages in terms of mechanical properties and defect reduction compared to conventional welding methods. However, the quality of the joint depends closely on welding parameters such as tool rotational speed, traverse speed, and axial force.

This thesis presents a coupled approach combining finite element simulation using ABAQUS and multi-objective optimization using the Particle Swarm Optimization (PSO) algorithm with the Pareto front (MOPSO). The objective is to determine the optimal process parameters for three distinct alloys: 34CrMo4 steel, CuSn8 bronze and aluminum alloy (Al 6061).

Numerical simulation allows the analysis of the thermomechanical behavior of the joint, residual stresses, and temperature distribution. The simulation results are then used as a database for optimization under MATLAB, simultaneously minimizing residual stresses and distortion while maximizing the mechanical strength of the joint. The obtained Pareto fronts offer a set of optimal solutions adapted to each material, thus providing a decision support tool for industry.

The results demonstrate the effectiveness of the coupled simulation-optimization approach and highlight the specific characteristics of each alloy with respect to the FSW process.

Keywords: Friction Stir Welding, Numerical Simulation, ABAQUS, Optimization, PSO, Pareto Front, MOPSO, Aluminum Alloys, 34CrMo4, CuSn8.

ملخص

تُعدّ عملية اللحام بالاحتكاك والخلط (Friction Stir Welding - FSW) تقنية تجميع في الطور الصلب أحدثت ثورة في الصناعة، وخاصة لسبائك الألومنيوم والمواد غير الحديدية الأخرى. توفر هذه التقنية مزايا كبيرة من حيث الخصائص الميكانيكية للوصلات وتقليل العيوب مقارنة بطرق اللحام التقليدية. ومع ذلك، تعتمد جودة اللحام بشكل وثيق على معاملات اللحام مثل سرعة دوران الأداة، وسرعة التقدم، والقوة المحورية.

يقدم هذا البحث مقارنة متراصة تجمع بين المحاكاة العددية بالعناصر المحدودة باستخدام برنامج ABAQUS والتحسين متعدد الأهداف باستخدام خوارزمية سرب الجسيمات (PSO) المرتبطة بطبقة باريتو (MOPSO). الهدف هو تحديد المعاملات المثلى لعملية FSW لثلاث درجات متميزة: الفولاذ CrMo434، والبرونز CuSn8، وسبيكة الألومنيوم (Al 6061).

تتيح المحاكاة العددية تحليل السلوك الترمو-ميكانيكي للوصلة، والإجهادات المتبقية، وتوزيع درجات الحرارة. ثم تُستغل نتائج المحاكاة كقاعدة بيانات للتحسين باستخدام MATLAB، مما يسمح بتقليل الإجهادات المتبقية والتشوه في آن واحد مع تعظيم المقاومة الميكانيكية للوصلة. توفر طبقات باريتو المستحصلة مجموعة من الحلول المثلى المتأقلمة مع كل مادة، مما يُوفّر أداة مساعدة لاتخاذ القرار للصناعيين.

تُظهر النتائج فعالية المقارنة المترابطة بين المحاكاة والتحسين، وتُبرز الخصوصيات الخاصة بكل درجة بالنسبة لعملية FSW.

الكلمات المفتاحية: اللحام بالاحتكاك والخلط، المحاكاة العددية، ABAQUS، التحسين، PSO، طبقة باريتو، MOPSO، سبائك الألومنيوم، CrMo434، CuSn8.

Table des matières

Remerciements.....	2
Dédicace.....	3
Résumé.....	4
Abstract.....	5
ملخص.....	6
Liste des figures.....	11
Liste des tableaux	13
Liste des abréviations	14
Introduction Générale	17
Chapitre I : Généralités sur le procédé de Soudage par Friction Malaxage (FSW)	21
I.1 Historique et principe du FSW.....	21
I.1.1 Historique.....	21
I.1.2 Principe de fonctionnement	21
I.1.3 Avantages du FSW	22
I.2 Paramètres du procédé.....	22
I.2.1 Vitesse de rotation de l'outil (TRS).....	22
I.2.2 Vitesse d'avance (WS)	23
I.2.3 Force axiale et angle d'inclinaison	23
I.2.4 Paramètres géométriques de l'outil.....	23
I.3 Géométrie de l'outil	24
I.3.1 Formes de pion	25
I.3.2 Profils d'épaulement.....	25
I.4 Zones microstructurales du joint FSW	25
I.4.1 Zone de malaxage (Nugget Zone - NZ)	25
I.4.2 Zone thermomécaniquement affectée (TMAZ)	25
I.4.3 Zone affectée thermiquement (HAZ)	25
I.4.4 Matériau de base (Base Metal - BM).....	26
I.5 Défauts de soudage FSW	26
I.5.1 Défaut de tunnel (Tunnel Defect).....	26
I.5.2 Kissing Bond.....	26
I.5.3 Fissuration	26
I.6 Applications industrielles	27
I.6.1 Industrie aéronautique et spatiale.....	27
I.6.2 Industrie automobile	27

I.6.3 Industrie navale et ferroviaire.....	27
I.7 Matériaux étudiés dans ce travail.....	28
I.7.1 : Profils comparatifs des cinq nuances étudiées	29
I.8. : Influence des paramètres du procédé FSW.....	30
Chapitre II : Simulation numérique par éléments finis sous ABAQUS.....	32
II.1 Modélisation thermomécanique du FSW.....	32
II.1.1 Approches de modélisation.....	32
II.1.2 Équations gouvernantes.....	32
II.1.3 Conditions aux limites	33
II.2 Lois de comportement des matériaux.....	33
II.2.1 Modèle de Johnson-Cook.....	33
II.2.2 Paramètre de Zener-Hollomon.....	34
II.2.3 Propriétés thermophysiques.....	34
II.3 Modélisation sous ABAQUS	35
II.3.1 Choix de la formulation.....	35
II.3.2 Géométrie et maillage.....	35
II.3.3 Conditions de simulation	38
II.3.4 Paramètres de contact.....	39
II.3.5 Sous-programmes utilisateur Fortran (User Subroutines).....	40
II.3.6 Stratégie de convergence et contrôle de la solution	44
II.4 Étude paramétrique systématique	44
II.4.1 Définition des cas d'étude.....	44
II.4.2 Fichiers générés par cas	45
II.5 Résultats de simulation	45
II.5.1 Champ de température	45
II.5.2 Contraintes résiduelles	50
II.5.3 Distorsion	54
II.5.4 Synthèse comparative et analyse de sensibilité	58
II.6 Discussion et validation préliminaire.....	59
II.7 Précision méthodologique	59
Chapitre III : Optimisation par Essaim Particulaire (PSO) et Front de Pareto sous MATLAB.....	61
III.1 Fondements théoriques de l'optimisation	61
III.1.1 Classification des méthodes d'optimisation	61
III.1.2 Optimisation mono-objectif.....	61

III.1.3 Optimisation multi-objectif	61
III.1.4 Concepts fondamentaux du front de Pareto	62
III.2 Algorithme d'Essaim Particulaire (PSO).....	62
III.2.1 Origine et inspiration biologique	62
III.2.2 Formulation mathématique de l'algorithme PSO	62
III.2.3 Paramètres de l'algorithme PSO	63
III.2.4 Algorithme PSO standard	63
III.2.5 Variantes et améliorations du PSO	63
III.3 Optimisation multi-objectif par PSO (MOPSO)	64
III.3.1 Principe du MOPSO	64
III.3.2 Archive externe et mise à jour	64
III.3.3 Sélection du guide global (gbest)	64
III.3.4 Formulation du MOPSO pour l'optimisation FSW.....	65
III.3.5 Mesures de performance du front de Pareto.....	65
III.4 Implémentation sous MATLAB.....	66
III.4.1 Architecture du programme.....	66
III.4.2 Paramètres de l'algorithme	67
III.4.3 Espace de recherche et contraintes.....	67
III.4.4 Fonctions objectif.....	68
III.5 Résultats d'optimisation et analyse	68
III.5.1 Méthodologie d'évaluation	68
III.5.2 Résultats pour l'acier 34CrMo4	69
III.5.3 Résultats pour le bronze CuSn8.....	71
III.5.4 Résultats pour l'alliage Al 5083	73
III.5.5 Résultats pour l'alliage Al 6061	75
III.5.6 Résultats pour l'alliage Al 7075	77
III.5.7 Synthèse comparative des résultats.....	80
III.5.8 Indicateurs de performance de l'algorithme	81
III.5.9 Analyse de sensibilité.....	81
III.5.10 COMMENTAIRES DÉTAILLÉS DES COURBES DE CONVERGENCE	83
III.5.11. COMPARAISON SYNTHÉTIQUE DES FRONTS DE PARETO	87
III.6. VALIDATION CROISÉE SIMULATION-EXPÉRIMENTAL.....	88
III.6.1 Correspondance matériau : Al 5083 (simulation) vs. Al 3005 (expérimental)	89
III.6.2 Validation des contraintes résiduelles.....	89

III.6.3 Validation de la distorsion	89
III.6.4 Validation microstructurale	89
III.6.5 Validation mécanique : essai de traction	90
III.6.6 Synthèse de la validation	90
Chapitre IV : Étude expérimentale du FSW au CRTI	93
IV.1 Introduction aux essais expérimentaux	93
IV.1.1 Principe de fonctionnement du FSW	93
IV.2 Composition chimique et analyse LIBS	93
IV.2.1 Principe de fonctionnement du spectromètre LIBS	94
IV.2.2 Avantages et limites de la technique LIBS	95
IV.2.3 Résultats de l'analyse LIBS.....	95
IV.3 Analyse microstructurale d'aluminium par observation microscopique	96
IV.3.1 Enrobage.....	96
IV.3.2 Polissage	97
IV.3.3 Attaque chimique	98
IV.3.4 Résultats de l'observation microscopique.....	98
IV.3.4.1 Métal de base (MB)	99
IV.3.4.2 Zone Affectée Thermiquement (ZAT)	100
IV.3.4.3 Zone Affectée Thermo-Mécaniquement (ZATM)	100
IV.4 Essai de traction.....	100
IV.4.1 Préparation des éprouvettes	100
IV.4.2 Machine d'essai	101
IV.4.3 Résultats et analyse.....	102
IV.4.4 Interprétation des résultats.....	103
IV.5 Examen fractographique par Microscope Électronique à Balayage (MEB)	103
IV.5.1 Principe de fonctionnement du MEB	103
IV.5.2 Résultats de l'examen fractographique	104
Conclusion Générale et Perspectives.....	108
Références	112

Liste des figures

<i>Figure I.1 : Principe de fonctionnement du FSW — Les quatre phases du procédé. 1</i>	22
<i>Figure I.2 : Géométrie de l'outil FSW — Vue de côté (coupe longitudinale) et vue de dessus. 2</i>	24
<i>Figure I.3 : Principaux défauts de soudage FSW — Tunnel, Kissing bond et fissuration. 3</i>	26
<i>Figure I.4 : Applications industrielles du FSW — Aéronautique, automobile et naval/ferroviaire. 4</i>	27
<i>Figure I.5 : Profils comparatifs des cinq nuances — Évaluation multicritère normalisée (échelle 0-10). 5</i>	29
<i>Figure I.6 : Influence des paramètres du procédé FSW sur la qualité du joint. 6</i>	30
<i>Figure II.1 : Géométrie de la tôle (workpiece) - Vue de côté avec partitions 7</i>	35
<i>Figure II.2 : Géométrie 3D de l'outil FSW (anneau cylindrique creux) 8</i>	36
<i>Figure II.3 : Assemblage de l'outil et des tôles avec point de référence (RP) 9</i>	36
<i>Figure II.4 : Maillage de la tôle avec raffinement local autour de la zone de soudage 10</i>	37
<i>Figure II.5 : Maillage global de la tôle - 11</i>	37
<i>Figure II.6 : Maillage de l'outil cylindrique 12</i>	37
<i>Figure II.7 : Module Load - Conditions aux limites et chargements thermiques/mécaniques 13</i>	38
<i>Figure II.8 : Module Interaction - Gestionnaire des interactions (contacts, convection, rayonnement) 14</i>	40
<i>Figure II.9 : Module Step - Requêtes de sortie (Field Output) 15</i>	40
<i>Figure II.10 : Module Step - Gestionnaire des pas de temps (Plongée, Soudage, Refroidissement) 16</i>	43
<i>Figure II.11 : Module Job - Configuration du calcul avec sous-programme utilisateur 17</i>	43
<i>Figure II.12 : Module Job - Gestionnaire des jobs et suivi d'exécution 18</i>	43
<i>Figure II.13 : Distribution de température NT11 - Cas 02 (Référence) Aluminium 19</i>	46
<i>Figure II.14 : Distribution de température NT11 - Cas 02 (Référence) Cuivre 20</i>	46
<i>Figure II.15 : Distribution de température NT11 - Cas 01 Acier 21</i>	47
<i>Figure II.16 : Distribution de température NT11 - Cas 02 (Référence) Acier 22</i>	47
<i>Figure II.17 : Distribution de température NT11 - Cas 03 Acier 23</i>	48
<i>Figure II.18 : Distribution de température NT11 - Cas 04 Acier 24</i>	48
<i>Figure II.19 : Contrainte équivalente de Von Mises - Cas 02 (Référence) Acier 25</i>	51
<i>Figure II.20 : Contrainte équivalente de Von Mises - Cas 02 (Référence) Cuivre 26</i>	51
<i>Figure II.21 : Contrainte équivalente de Von Mises - Cas 01 Aluminium 27</i>	52
<i>Figure II.22 : Contrainte équivalente de Von Mises - Cas 02 (Référence) Aluminium 28</i>	52
<i>Figure II.23 : Contrainte équivalente de Von Mises - Cas 03 Aluminium 29</i>	53
<i>Figure II.24 : Contrainte équivalente de Von Mises - Cas 04 Aluminium 30</i>	53
<i>Figure II.25 : Déplacement U3 (Distorsion) - Cas 02 (Référence) Acier 31</i>	55
<i>Figure II.26 : Déplacement U3 (Distorsion) - Cas 02 (Référence) Aluminium 32</i>	55
<i>Figure II.27 : Déplacement U3 (Distorsion) - Cas 01 (Référence) Cuivre 33</i>	56
<i>Figure II.28 : Déplacement U3 (Distorsion) - Cas 02 (Référence) Cuivre 34</i>	56
<i>Figure II.29 : Déplacement U3 (Distorsion) - Cas 03 Cuivre 35</i>	57
<i>Figure II.30 : Déplacement U3 (Distorsion) - Cas 04 Cuivre 36</i>	57
<i>Figure III.1 : Profils thermomécaniques des cinq nuances — Propriétés intrinsèques normalisées. 37</i>	69
<i>Figure III.2 : Front de Pareto 3D pour l'acier 34CrMo4. 38</i>	70
<i>Figure III.3 : Aide à la décision multi-critères pour l'acier 34CrMo4. 39</i>	71
<i>Figure III.4 : Courbes de convergence de l'algorithme MOPSO pour l'acier 34CrMo4. 40</i>	71
<i>Figure III.5 : Front de Pareto 3D pour le bronze CuSn8. 41</i>	72

<i>Figure III.6 : Aide à la décision multi-critères pour le bronze CuSn8.42</i>	73
<i>Figure III.7 : Courbes de convergence de l'algorithme MOPSO pour le bronze CuSn8.43</i>	73
<i>Figure III.8 : Front de Pareto 3D pour l'alliage Al 5083.44</i>	74
<i>Figure III.9 : Aide à la décision multi-critères pour l'alliage Al 5083.45</i>	75
<i>Figure III.10 : Courbes de convergence de l'algorithme MOPSO pour l'alliage Al 5083.46</i>	75
<i>Figure III.11 : Front de Pareto 3D pour l'alliage Al 6061.47</i>	76
<i>Figure III.12 : Aide à la décision multi-critères pour l'alliage Al 6061.48</i>	77
<i>Figure III.13 : Courbes de convergence de l'algorithme MOPSO pour l'alliage Al 6061.49</i>	77
<i>Figure III.14 : Front de Pareto 3D pour l'alliage Al 7075.50</i>	78
<i>Figure III.15 : Aide à la décision multi-critères pour l'alliage Al 7075.51</i>	79
<i>Figure III.16 : Courbes de convergence de l'algorithme MOPSO pour l'alliage Al 7075.52</i>	79
<i>Figure III.17 : Analyse de sensibilité quantifiée — Influence relative des paramètres de soudage sur les objectifs 53</i>	82
<i>Figure III.18 : Évolution des indicateurs de convergence de l'algorithme MOPSO — Analyse commentée par matériau. 54</i>	84
<i>Figure III.19 : Comparaison des fronts de Pareto 3D — Cinq nuances dans l'espace des objectifs normalisé. 55</i>	87
<i>Figure III.20 : Validation croisée Simulation-Expérimental — Comparaison des contraintes résiduelles et de la distorsion. 56</i>	88
<i>Figure IV.1 : Pistolet portatif pour l'émission optique par plasma.57</i>	94
<i>Figure IV.2 : Appareil responsable de contrôler les paramètres d'opération LIBS. 58</i>	95
<i>Figure IV.3 : Résultats de la composition chimique Al série 3005 par LIBS.59</i>	96
<i>Figure IV.4 : Colle époxy. 60</i>	97
<i>Figure IV.5 : Préparation d'échantillant dans un moule de silicone. 61</i>	97
<i>Figure IV.6 : Polissage.62</i>	97
<i>Figure IV.7 : Papiers abrasifs.63</i>	97
<i>Figure IV.8 : Polisseuse automatique.64</i>	98
<i>Figure IV.9 : application de l'attaque chimique sur l'échantillant.65</i>	98
<i>Figure IV.10 : Micrographique zoom X1500.66</i>	99
<i>Figure IV.11 : Observation du métal de base d'aluminium 3005.67</i>	99
<i>Figure IV.12 : observation du ZAT et ZATM du cordon fsW.68</i>	99
<i>Figure IV.13 : Eprouvettes de traction API 1104.69</i>	101
<i>Figure IV.14 : Machine d'essai de traction à commande numérique.70</i>	101
<i>Figure IV.15 : Eprouvettes après l'essai de traction.71</i>	102
<i>Figure IV.16 : Courbe de traction contrainte-déformation obtenue sur éprouvette de soudure FSW Al 3005.72</i>	102
<i>Figure IV.17 : MEB GeminiSEM 300.73</i>	104
<i>Figures IV.18 : Images MEB de la surface de rupture — observation des cavités et striations caractéristiques d'une rupture ductile.74</i>	106

Liste des tableaux

<i>Tableau I.1 : Principaux paramètres du procédé FSW et leurs influences [7-10] 1...</i>	<i>23</i>
<i>Tableau I.2 : Caractéristiques des cinq nuances étudiées. 2</i>	<i>28</i>
<i>Tableau II.1 : Paramètres du modèle de Johnson-Cook pour les trois nuances étudiées [45-48]. 3</i>	<i>33</i>
<i>Tableau II.2 : Propriétés thermophysiques de référence (20°C)4</i>	<i>34</i>
<i>Tableau II.3 : Maillage du modèle5</i>	<i>36</i>
<i>Tableau II.4 : Conditions aux limites mécaniques 6.....</i>	<i>38</i>
<i>Tableau II.5 : Conditions aux limites thermiques 7.....</i>	<i>38</i>
<i>Tableau II.6 : Propriété de contact CP_FSW 8.....</i>	<i>39</i>
<i>Tableau II.7 : Coefficient de frottement en fonction de la température 9.....</i>	<i>39</i>
<i>Tableau II.8 : Protections numériques du sous-programme UMAT 10.....</i>	<i>41</i>
<i>Tableau II.9 : Sources de chaleur par friction 11.....</i>	<i>42</i>
<i>Tableau II.10 : Distribution spatiale Gaussienne 12.....</i>	<i>42</i>
<i>Tableau II.11 : Extinction thermique en fonction de la température13</i>	<i>42</i>
<i>Tableau II.12 : Protections numériques du sous-programme DFLUX14</i>	<i>42</i>
<i>Tableau II.13 : Phases de la trajectoire de l'outil15.....</i>	<i>42</i>
<i>Tableau II.14 : Paramètres des steps de simulation16</i>	<i>44</i>
<i>Tableau II.15 : Plages de paramètres de soudage par matériau17.....</i>	<i>44</i>
<i>Tableau II.16 : Les 4 cas paramétriques étudiés18.....</i>	<i>44</i>
<i>Tableau II.17 : Vitesses et durées de soudage par cas19.....</i>	<i>45</i>
<i>Tableau II.18 : Températures maximales de soudage par matériau et par cas20....</i>	<i>45</i>
<i>Tableau II.19 : Contraintes résiduelles maximales par matériau et par cas21.....</i>	<i>50</i>
<i>Tableau II.20 : Distorsion maximale par matériau et par cas22.....</i>	<i>54</i>
<i>Tableau II.21 : Synthèse des résultats de simulation pour les trois nuances (Cas 02 - Référence)23.....</i>	<i>58</i>
<i>Tableau II.22 : Analyse de sensibilité des paramètres de soudage24</i>	<i>58</i>
<i>Tableau III.1 : Paramètres de l'algorithme MOPSO.25</i>	<i>67</i>
<i>Tableau III.2 : Bornes de l'espace de recherche pour chaque matériau.26.....</i>	<i>67</i>
<i>Tableau III.3 : Solutions de compromis optimaux pour les cinq nuances (solution médiane du front de Pareto).27</i>	<i>80</i>
<i>Tableau III.4 : Indicateurs de performance de l'algorithme MOPSO (moyenne ± écart-type sur 10 runs).28.....</i>	<i>81</i>
<i>Le tableau III.5 les coefficients de sensibilité avec leurs intervalles de confiance à 95% 29.....</i>	<i>82</i>
<i>Le tableau III.6 Synthèse de la validation30.....</i>	<i>90</i>

Liste des abréviations

Abréviation	Signification
FSW	Friction Stir Welding (Soudage par Friction Malaxage)
FSP	Friction Stir Processing
PSO	Particle Swarm Optimization (Optimisation par Essaim Particulaire)
MOPSO	Multi-Objective Particle Swarm Optimization
NSGA-II	Non-dominated Sorting Genetic Algorithm II
RSM	Response Surface Methodology
ANOVA	Analysis of Variance
CEL	Coupled Eulerian-Lagrangian
ALE	Arbitrary Lagrangian-Eulerian
FEM	Finite Element Method (Méthode des Éléments Finis)
UTS	Ultimate Tensile Strength (Résistance à la Traction Ultime)
HV	Vickers Hardness (Dureté Vickers)
TRS	Tool Rotational Speed (Vitesse de Rotation de l'Outil)
WS	Welding Speed (Vitesse d'Avance)
TTA	Tool Tilt Angle (Angle d'Inclinaison de l'Outil)
Fa	Force Axiale
NZ	Nugget Zone (Zone de Malaxage)
TMAZ	Thermo-Mechanically Affected Zone (Zone Thermomécaniquement Affectée)
HAZ	Heat Affected Zone (Zone Affectée Thermiquement)
BM	Base Metal (Métal de Base)
ZAT	Zone Affectée Thermiquement (équivalent HAZ en français)
ZATM	Zone Affectée Thermo-Mécaniquement (équivalent TMAZ en français)
MB	Métal de Base (équivalent BM en français)
N	Newton (unité de force)
tr/min	Tours par minute

Abréviation	Signification
mm/min	Millimètres par minute
MPa	Mégapascal (unité de pression/contrainte)
GPa	Gigapascal (10^3 MPa)
W/m·K	Watt par mètre-kelvin (conductivité thermique)
J/mol·K	Joule par mole-kelvin (constante des gaz)
μm	Micromètre (10^{-6} m)
mm	Millimètre (10^{-3} m)
LIBS	Laser-Induced Breakdown Spectroscopy
MEB	Microscope Électronique à Balayage (SEM)
API	American Petroleum Institute
CRTI	Centre de Recherche en Technologie Industrielle
TWI	The Welding Institute (Cambridge, UK)
ASTM	American Society for Testing and Materials
GD	Generational Distance (indicateur de convergence)
S	Spacing (indicateur de diversité)
Δ	Spread (indicateur d'étendue)

Introduction Générale

Introduction Générale

Le soudage représente l'une des opérations les plus critiques dans l'industrie de fabrication. Traditionnellement dominé par les techniques de fusion, ce domaine a connu une révolution avec l'émergence du soudage par friction malaxage (Friction Stir Welding - FSW), inventé en 1991 par Wayne Thomas au Welding Institute (TWI) de Cambridge. Ce procédé en phase solide qui ne nécessite pas d'apport de matériau ni de gaz de protection offre des avantages indéniables : réduction des défauts de fusion, amélioration des propriétés mécaniques et possibilité d'assembler des matériaux traditionnellement considérés comme non soudables.

La complexité du procédé FSW réside dans la multitude de paramètres interdépendants qui conditionnent la qualité du joint obtenu. La vitesse de rotation de l'outil, la vitesse d'avance, la force axiale, la géométrie de l'outil ainsi que les propriétés thermomécaniques du matériau à souder forment un espace de paramètres de grande dimension, difficile à explorer de manière expérimentale exhaustive. C'est dans ce contexte que les outils de modélisation numérique et d'optimisation algorithmique prennent tout leur sens.

La simulation numérique par éléments finis, réalisée à travers le logiciel ABAQUS, permet d'analyser finement les phénomènes physiques mis en jeu lors du soudage FSW. Elle offre un accès aux champs de température, aux contraintes résiduelles, aux déformations plastiques et à l'écoulement du matériau dans la zone de malaxage, des grandeurs souvent difficiles à mesurer expérimentalement avec précision. L'utilisation de méthodes avancées telles que la formulation Coupled Eulerian-Lagrangian (CEL) permet de surmonter les difficultés liées aux grandes déformations caractéristiques du procédé.

Cependant, la simulation numérique à elle seule ne suffit pas à déterminer les paramètres optimaux du procédé. L'optimisation multi-objectif qui vise à minimiser ou maximiser plusieurs fonctions objectives simultanément, constitue l'étape naturelle suivante. Parmi les algorithmes d'optimisation métaheuristiques l'algorithme d'essaim particulaire (Particle Swarm Optimization - PSO) proposé par Kennedy et Eberhart en 1995 s'est distingué par sa simplicité d'implémentation, sa rapidité de convergence et son efficacité pour les problèmes continus. L'extension de cet algorithme au contexte multi-objectif via le concept de front de Pareto (MOPSO) permet d'obtenir un ensemble de solutions optimales trade-off entre différents objectifs contradictoires.

Problématique

La maîtrise du procédé FSW nécessite la détermination de paramètres optimaux adaptés à chaque matériau. Or, les relations entre paramètres de soudage et qualité du joint sont fortement non linéaires et dépendent des propriétés intrinsèques de chaque nuance. Comment peut-on déterminer de manière systématique les paramètres optimaux du FSW pour des matériaux aux propriétés thermomécaniques très différents, en s'appuyant sur une approche couplée simulation numérique et optimisation algorithmique ?

Objectifs

1. Développer un modèle éléments finis sous ABAQUS capable de simuler le procédé FSW pour les cinq nuances étudiées, en utilisant les lois de comportement appropriées (Johnson-Cook, Zener-Hollomon).
2. Valider le modèle numérique par confrontation avec des résultats expérimentaux de la littérature.
3. Implémenter sous MATLAB un algorithme MOPSO adapté au problème d'optimisation des paramètres FSW.
4. Construire les fronts de Pareto pour chaque matériau, en considérant comme objectifs la minimisation des contraintes résiduelles, la minimisation de la distorsion et la maximisation de la résistance mécanique du joint.
5. Proposer des recommandations pratiques pour le choix des paramètres de soudage selon le matériau considéré.

Organisation du mémoire

Ce mémoire est structuré en quatre chapitres principaux. Le premier chapitre présente les généralités sur le procédé FSW : historique, principe de fonctionnement, paramètres clés, géométrie de l'outil, zones microstructurales et défauts typiques.

Le deuxième chapitre est consacré à la simulation numérique par éléments finis sous ABAQUS, permettant d'analyser le comportement thermomécanique du procédé FSW pour trois nuances représentatives (34CrMo4, CuSn8 et Al 6061). Cette simulation vise à comprendre les phénomènes physiques en jeu (champs de température, contraintes résiduelles, distorsion) sans constituer une base de données pour l'optimisation.

Indépendamment, le troisième chapitre traite d'une optimisation multi-objectif par PSO et front de Pareto sous MATLAB, appliquée à cinq nuances distinctes (34CrMo4, CuSn8, Al 5083, Al 6061 et Al 7075). Cette approche algorithmique repose sur des modèles analytiques de comportement thermomécanique et ne nécessite pas l'exploitation directe des résultats de simulation du Chapitre II.

Le quatrième chapitre présente l'étude expérimentale réalisée au Centre de Recherche en Technologie Industrielle (CRTI), incluant les analyses chimiques, microstructurales et mécaniques des joints FSW.

Enfin, une conclusion générale synthétise les principaux résultats obtenus et propose des perspectives pour des travaux futurs.

Chapitre I : Généralités sur le procédé de Soudage par Friction Malaxage (FSW)

Chapitre I : Généralités sur le procédé de Soudage par Friction Malaxage (FSW)

Ce premier chapitre présente les fondements du procédé de soudage par friction malaxage (FSW). Il aborde l'historique et le principe de fonctionnement, les paramètres clés du procédé, la géométrie de l'outil, les zones microstructurales caractéristiques du joint, les défauts typiques ainsi que les principales applications industrielles. Ces éléments constituent le cadre théorique nécessaire à la compréhension des chapitres suivants consacrés à la simulation numérique et à l'optimisation.

I.1 Historique et principe du FSW

I.1.1 Historique

Le soudage par friction malaxage (Friction Stir Welding, FSW) a été inventé en 1991 par Wayne Thomas, chercheur au Welding Institute (TWI) de Cambridge au Royaume-Uni [1]. Ce procédé révolutionnaire a été breveté sous le numéro GB9125978.8 et représente l'une des avancées les plus significatives dans le domaine de l'assemblage des matériaux métalliques de ces dernières décennies. Contrairement aux techniques de soudage par fusion conventionnelles, le FSW est un procédé en phase solide qui n'atteint pas le point de fusion du matériau.

La publication fondamentale de Mishra et Ma (2005) [2] a établi le FSW comme un domaine de recherche à part entière, dressant un état de l'art exhaustif sur le procédé, la microstructure des joints et leurs propriétés mécaniques. Depuis, des milliers de publications scientifiques ont été consacrées à ce sujet, couvrant des aspects allant de la compréhension fondamentale des mécanismes physiques aux applications industrielles de grande envergure [3-6].

I.1.2 Principe de fonctionnement

Le principe du FSW repose sur la génération de chaleur par friction mécanique entre un outil rotatif et les pièces à assembler. L'outil, constitué d'un pion et d'un épaulement, est inséré à vitesse de rotation élevée dans le joint des deux pièces juxtaposées. La chaleur générée par friction adoucit le matériau sans l'amener à fusion. Le mouvement combiné de rotation et de translation de l'outil provoque le malaxage du matériau plastifié, créant ainsi un joint homogène par consolidation en phase solide [3, 5].

Le procédé se décompose en quatre étapes distinctes [4] :

(1) Phase de plongée (plunge) : l'outil est mis en rotation et plonge progressivement dans le joint jusqu'à ce que l'épaulement entre en contact avec la surface des pièces.

(2) Phase de maintien (dwell) : l'outil reste en position pendant une courte durée pour générer suffisamment de chaleur et plastifier le matériau.

(3) Phase de soudage (welding) : l'outil se déplace le long du joint en assurant le malaxage continu du matériau plastifié.

(4) Phase de retrait (retract) : à la fin du joint, l'outil est retiré laissant un trou (keyhole) qui peut être éliminé par une procédure spécifique.

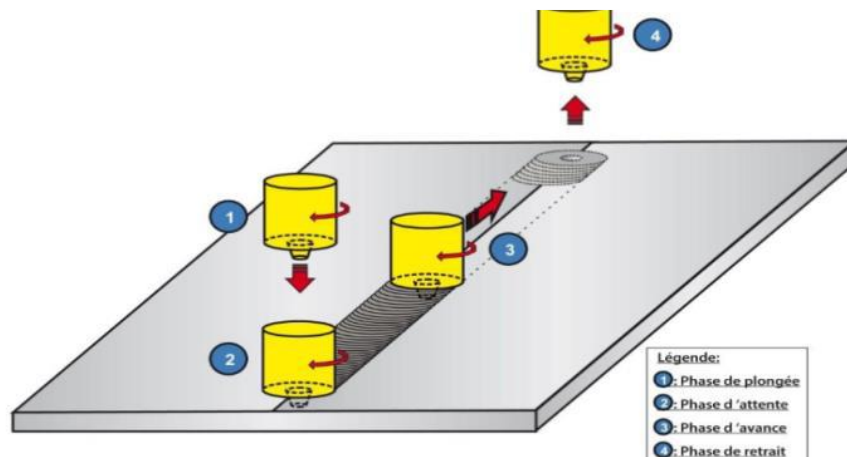


Figure I.1 : Principe de fonctionnement du FSW — Les quatre phases du procédé. 1 [109]

Cette figure (**Figure I.1**) illustre séquentiellement les quatre phases du soudage FSW : (a) la plongée progressive de l'outil rotatif dans le joint, (b) le maintien pour générer la chaleur de friction, (c) la translation le long du joint avec malaxage du matériau plastifié, et (d) le retrait de l'outil laissant un keyhole. Les paramètres de rotation ω et de translation v sont indiqués pour chaque phase critique.

I.1.3 Avantages du FSW

- Absence de fusion : le joint est réalisé en phase solide, éliminant les défauts liés à la solidification (porosités, retreint, fissuration à chaud).
- Propriétés mécaniques supérieures : les propriétés du joint sont proches de celles du matériau de base, avec une dureté et une résistance élevée dans la zone de malaxage.
- Environnement : pas d'émissions de fumées de soudage, pas de consommables (électrode, gaz de protection), consommation énergétique réduite.
- Polyvalence : possibilité d'assembler des matériaux dissimilaires et des alliages traditionnellement difficiles à souder.
- Reproductibilité : excellente répétabilité des joints, adaptée à la production en série.

I.2 Paramètres du procédé

La qualité d'un joint FSW dépend étroitement de plusieurs paramètres process qui interagissent de manière complexe [7-10]. Les principaux paramètres sont :

I.2.1 Vitesse de rotation de l'outil (TRS)

La vitesse de rotation de l'outil, exprimée en tours par minute (tr/min), est l'un des paramètres les plus influents du procédé FSW [9]. Elle conditionne directement la quantité de chaleur générée par friction et, par conséquent, la température atteinte dans la zone de soudage. Une vitesse de rotation élevée induit un apport thermique important, ce qui favorise la plasticité du matériau mais peut également provoquer un excès de chaleur nuisible à la qualité du joint. À l'inverse, une vitesse trop faible ne génère pas suffisamment de chaleur pour plastifier correctement le matériau, conduisant à des défauts de manque de pénétration ou de liaison.

Chapitre 01 : Généralités sur le procédé de Soudage par Friction Malaxage (FSW)

1.2.2 Vitesse d'avance (WS)

La vitesse d'avance, ou vitesse de translation de l'outil le long du joint, exprimée en mm/min, détermine la durée d'interaction thermomécanique entre l'outil et le matériau [10]. Une vitesse d'avance élevée réduit le temps de chauffage, ce qui peut limiter l'étendue de la zone affectée thermiquement (ZAT) mais risque de générer des défauts de flux insuffisant. Une vitesse d'avance faible, au contraire, favorise un malaxage plus poussé et un meilleur écoulement du matériau, mais peut également conduire à un surchauffage local.

1.2.3 Force axiale et angle d'inclinaison

La force axiale appliquée sur l'outil influence directement la pression de contact entre l'épaulement et la surface des pièces, modulant ainsi l'intensité de la génération de chaleur par friction [7]. L'angle d'inclinaison de l'outil (typiquement 1 à 3 degrés) facilite l'écoulement du matériau plastifié vers l'arrière du pion, favorisant la formation d'un joint continu et homogène.

1.2.4 Paramètres géométriques de l'outil

La géométrie de l'outil (forme du pion, diamètre de l'épaulement, profil du filetage) constitue un paramètre fondamental qui conditionne l'écoulement du matériau, l'efficacité du malaxage et la qualité finale du joint [11-15]. Les outils à pion cylindrique, conique, fileté ou flanqué sont couramment utilisés selon le matériau et l'épaisseur à souder.

Tableau I.1 : Principaux paramètres du procédé FSW et leurs influences [7-10] 1

Parametre	Symbole	Plage typique	Influence
Vitesse de rotation	TRS	100 - 3000 tr/min	Chaleur generee, plasticite
Vitesse d'avance	WS	20 - 1200 mm/min	Temps de chauffage, flux
Force axiale	Fa	1 - 50 kN	Pression, penetration
Angle d'inclinaison	TTA	0 - 5 degres	Ecoulement materiau
Diametre epaulement	Ds	10 - 40 mm	Zone de chauffage
Diametre pion	Dp	3 - 15 mm	Penetration, malaxage

1.3 Géométrie de l'outil

L'outil de FSW est l'élément central du procédé [11-15]. Il se compose de deux parties principales: le pion (pin) et l'épaulement (shoulder). Le pion pénètre dans l'épaisseur des pièces à assembler et assure le malaxage du matériau plastifié. L'épaulement, de diamètre plus important, reste en surface et génère la majeure partie de la chaleur par friction.

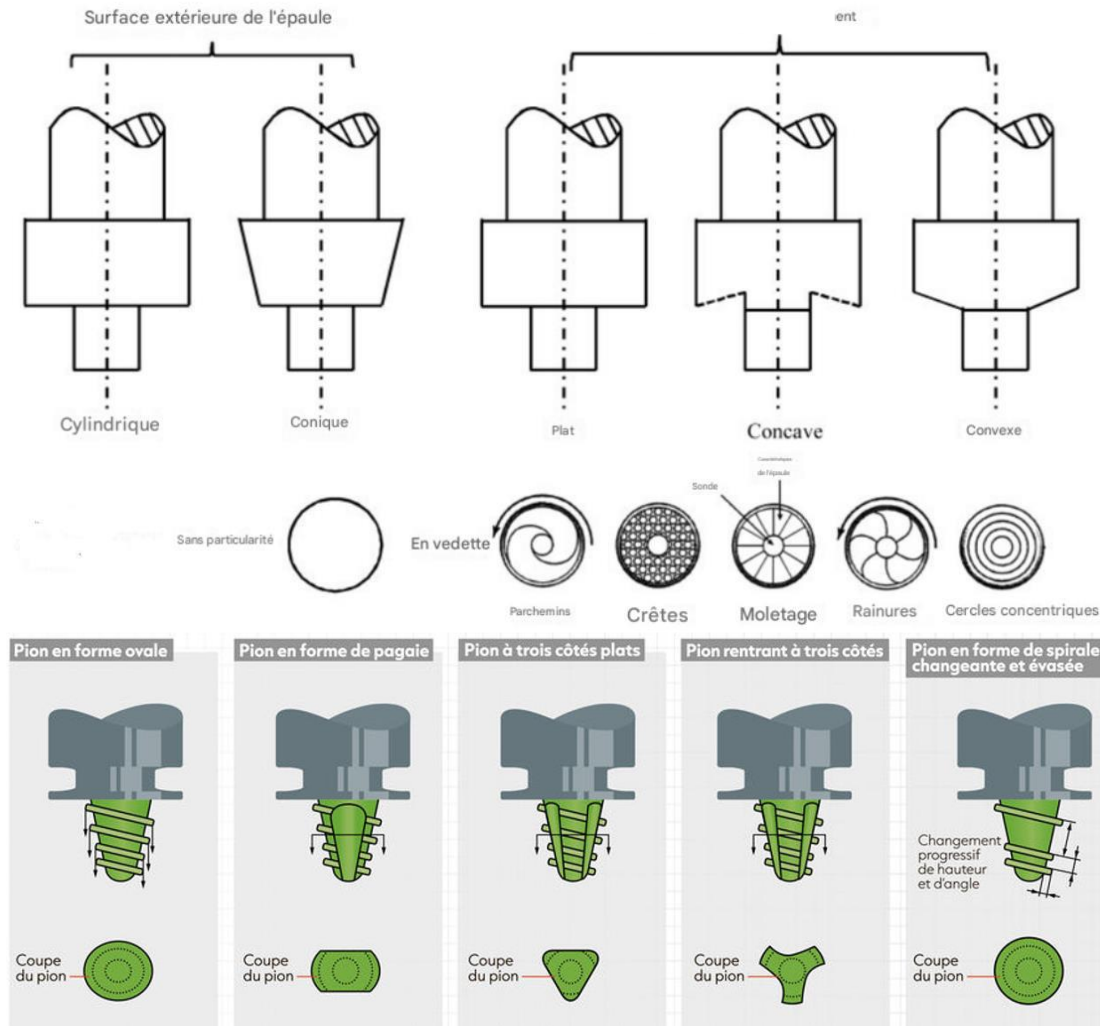


Figure 1.2 : Géométrie de l'outil FSW — Vue de côté (coupe longitudinale) et vue de dessus.2 [110]

La figure (**Figure 1.2**) présente la géométrie caractéristique de l'outil FSW composée de l'épaulement (shoulder, diamètre D_s) et du pion (pin, diamètre D_p et longueur L_p). L'épaulement génère la majorité de la chaleur par friction, tandis que le pion assure le malaxage du matériau sur toute l'épaisseur du joint. Les rainures spirales sur l'épaulement améliorent le confinement du matériau plastifié. L'angle d'inclinaison α (typiquement $1-3^\circ$) facilite l'écoulement du matériau vers l'arrière du pion.

I.3.1 Formes de pion

Plusieurs géométries de pion ont été développées pour optimiser l'écoulement du matériau et la qualité du joint [13, 15] :

- Pion cylindrique lisse : simple mais offre une faible capacité de malaxage.
- Pion cylindrique fileté : le filetage favorise le déplacement du matériau plastifié de la pointe vers la base du pion.
- Pion conique : améliore la pénétration et réduit les efforts de soudage.
- Pion à facettes (Triflat, Quadflat) : combinent les avantages des pions cylindriques et filetés avec une meilleure efficacité de malaxage.
- Pion avec rainures hélicoïdales : favorisent l'écoulement ascendant du matériau.

I.3.2 Profils d'épaulement

L'épaulement peut présenter différents profils de surface : concave, convexe ou plat avec rainures [12]. Le profil concave est le plus couramment utilisé car il permet de confiner le matériau plastifié sous l'outil et d'éviter les défauts de surface. Les rainures ou spirales sur la surface de l'épaulement peuvent améliorer le mélange du matériau et la qualité de surface du joint.

I.4 Zones microstructurales du joint FSW

Le joint FSW présente une microstructure caractéristique organisée en quatre zones distinctes, résultant des différents niveaux de déformation thermomécanique subis par le matériau [16-20]. Ces zones sont illustrées à la Figure I.1 et décrites ci-dessous.

I.4.1 Zone de malaxage (Nugget Zone - NZ)

La zone de malaxage, également appelée nugget, constitue le cœur du joint. Cette zone a subi une déformation plastique intense associée à une élévation thermique importante, conduisant à une recristallisation dynamique. Les grains initiaux du matériau de base sont complètement transformés en une microstructure fine équiaxe, typiquement de l'ordre de 5 à 20 micromètres pour les alliages d'aluminium [19, 20]. Ce raffinement granulaire confère à la zone de malaxage des propriétés mécaniques souvent supérieures à celles du matériau de base.

I.4.2 Zone thermomécaniquement affectée (TMAZ)

La zone thermomécaniquement affectée borde la zone de malaxage. Elle a subi une déformation plastique moins intense et des températures modérément élevées [17]. La microstructure de cette zone montre des grains fortement déformés et allongés dans le sens de l'écoulement du matériau, sans recristallisation complète. La TMAZ présente généralement des propriétés mécaniques inférieures à celles de la zone de malaxage.

I.4.3 Zone affectée thermiquement (HAZ)

La zone affectée thermiquement n'a subi que l'influence thermique du procédé, sans déformation plastique significative [16, 18]. Les températures atteintes dans cette zone, bien qu'inférieures à celles de la TMAZ, sont suffisantes pour provoquer des phénomènes de vieillissement, de grossissement de précipités ou de relargage, affectant les propriétés mécaniques du matériau. Cette zone constitue souvent la zone la plus sensible du joint, particulièrement pour les alliages durcissables.

I.4.4 Matériau de base (Base Metal - BM)

Le matériau de base n'a subi aucune modification thermique ou mécanique significative au cours du procédé. Sa microstructure et ses propriétés mécaniques sont conservées telles quelles.

I.5 Défauts de soudage FSW

Malgré ses nombreux avantages, le FSW peut présenter certains défauts spécifiques liés à des paramètres inadaptés ou à une mauvaise maîtrise du procédé [21-23]. Les principaux défauts rencontrés sont :

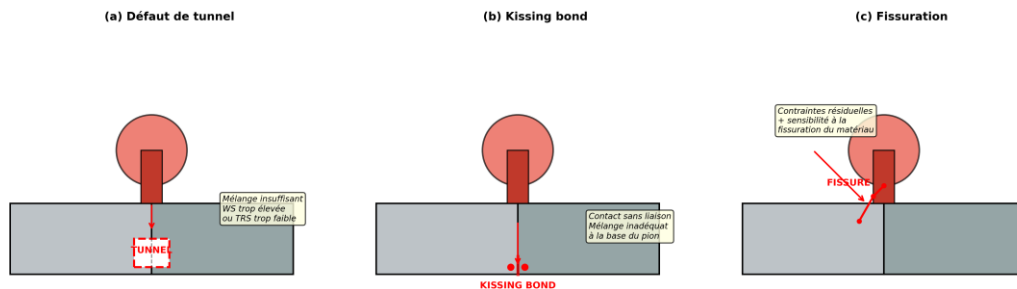


Figure I.3 : Principaux défauts de soudage FSW — Tunnel, Kissing bond et fissuration. 3

Trois défauts typiques (**Figure I.3**) sont illustrés : (a) le défaut de tunnel, canal longitudinal sous le pion dû à un mélange insuffisant (WS trop élevée ou TRS trop faible) ; (b) le kissing bond, défaut de liaison localisé à l'interface racine par mélange inadéquat à la base du pion ; (c) la fissuration dans la TMAZ ou à l'interface TMAZ/HAZ, induite par la combinaison des contraintes résiduelles et de la sensibilité à la fissuration du matériau. Chaque défaut est associé à ses causes paramétriques principales.

I.5.1 Défaut de tunnel (Tunnel Defect)

Le défaut de tunnel, aussi appelé défaut de galerie, apparaît sous la forme d'un canal longitudinal situé dans la partie inférieure du joint [21]. Il résulte d'un mélange insuffisant du matériau, généralement dû à une vitesse d'avance trop élevée ou à une vitesse de rotation trop faible. La chaleur générée est inadéquate pour assurer un écoulement complet du matériau sur toute l'épaisseur.

I.5.2 Kissing Bond

Le kissing bond est un défaut de liaison localisé à l'interface racine du joint, là où les deux pièces initialement juxtaposées entrent en contact [22]. Ce défaut, souvent difficile à détecter visuellement, résulte d'un mélange inadéquat du matériau à la base du pion. Il constitue une zone de faiblesse potentielle pour la tenue mécanique du joint.

I.5.3 Fissuration

Bien que le FSW soit un procédé en phase solide, des fissures peuvent apparaître dans certains cas, notamment pour les matériaux à haute résistance ou les assemblages dissimilaires [23]. Les fissures peuvent se développer dans la zone de malaxage ou à l'interface TMAZ/HAZ, généralement sous l'effet combiné des contraintes résiduelles et de la sensibilité à la fissuration du matériau.

I.6 Applications industrielles

Le FSW a trouvé des applications dans de nombreux secteurs industriels bénéficiant de ses avantages en termes de qualité de joint et de propriétés mécaniques [24, 25] :

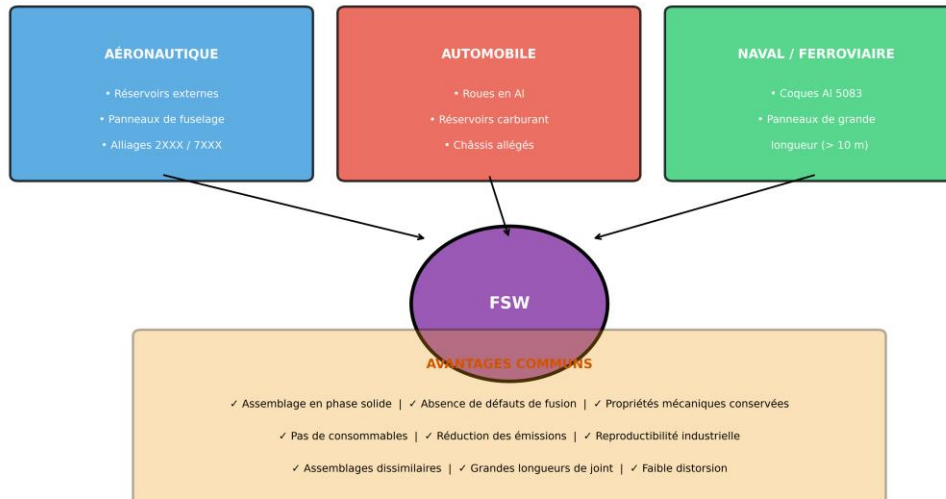


Figure I.4 : Applications industrielles du FSW — Aéronautique, automobile et naval/ferroviaire. 4

I.6.1 Industrie aéronautique et spatiale

L'industrie aéronautique constitue le principal champ d'application du FSW. Les alliages d'aluminium de la série 2XXX (2024, 2219) et 7XXX (7075, 7475), largement utilisés pour les structures d'avions en raison de leur excellent rapport résistance/poids, sont traditionnellement difficiles à souder par fusion [24]. Le FSW permet de réaliser des joints de grande longueur avec des propriétés mécaniques élevées, réduisant le nombre de rivets et allongeant les panneaux de fuselage. L'application la plus emblématique reste les réservoirs externes de la navette spatiale, où le FSW a remplacé le rivetage pour l'assemblage des alliages Al 2195.

I.6.2 Industrie automobile

Dans le secteur automobile, le FSW est utilisé pour l'assemblage de roues en alliage d'aluminium, de réservoirs à carburant, de pare-brise et d'éléments des châssis. Le procédé permet de réduire le poids des structures tout en maintenant de hautes propriétés mécaniques.

I.6.3 Industrie navale et ferroviaire

L'industrie navale utilise le FSW pour l'assemblage de panneaux de coques en alliage Al 5083, valorisé pour sa résistance à la corrosion marine [25]. Le procédé permet de réaliser des joints de très grande longueur (plusieurs mètres) avec une excellente tenue mécanique et une résistance à la corrosion supérieure au soudage MIG.

I.7 Matériaux étudiés dans ce travail

Ce mémoire porte sur l'optimisation des paramètres FSW pour cinq nuances distinctes, choisies pour leur représentativité de différents domaines d'application. Leurs caractéristiques sont résumées dans le Tableau I.2.

Tableau I.2 : Caractéristiques des cinq nuances étudiées. 2

Materiau	Type	Proprietes cles	Applications
34CrMo4	Acier allie Cr-Mo	Haute resistance, tenue thermique	Automobile, mecanique
CuSn8	Bronze etain	Bonne conductivite, anti-friction	Electricite, paliers
Al 5083	Al-Mg (serie 5XXX)	Excellente corrosion, soudabilite	Naval, cryogenie
Al 6061	Al-Mg-Si (serie 6XXX)	Bonne resistance, traitable	Structures, general
Al 7075	Al-Zn-Mg (serie 7XXX)	Tres haute resistance	Aeronautique, sport

Chacun de ces matériaux présente des propriétés thermomécaniques distinctes qui influencent significativement le comportement du procédé FSW. Le choix des paramètres optimaux doit tenir compte de ces spécificités pour garantir la qualité du joint.

I.7.1 : Profils comparatifs des cinq nuances étudiées

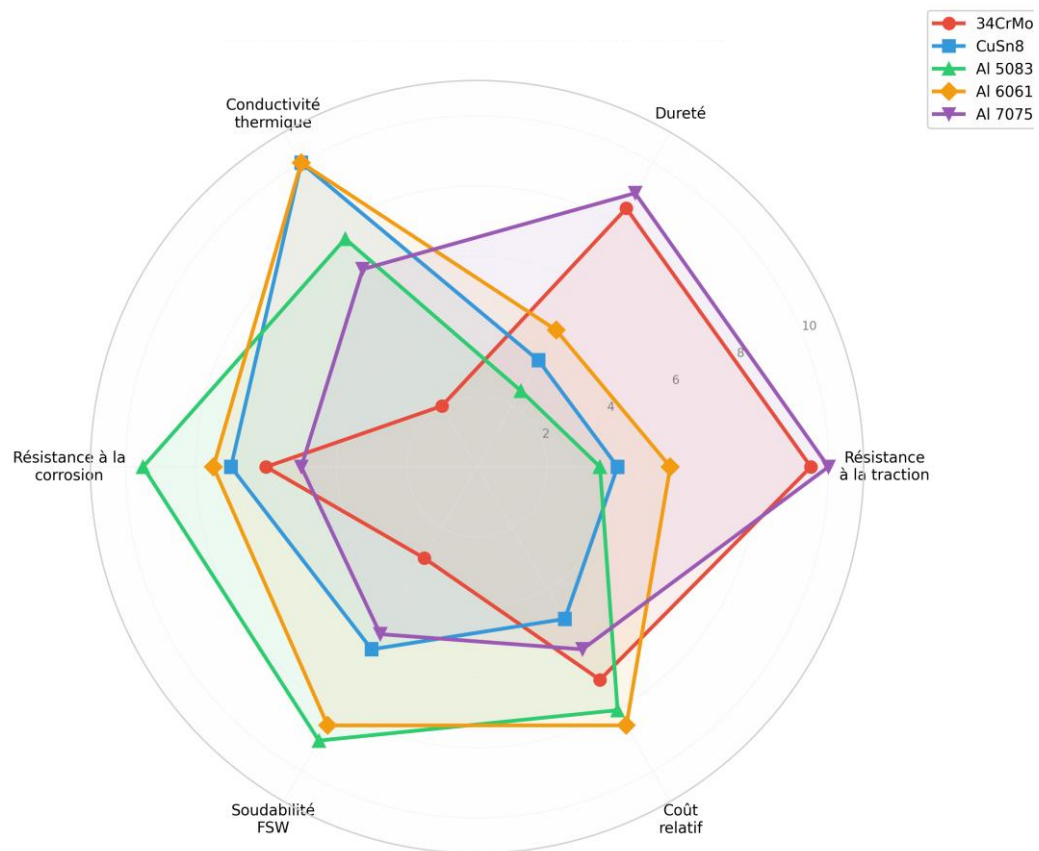


Figure I.5 : Profils comparatifs des cinq nuances — Évaluation multicritère normalisée (échelle 0-10). 5

Le radar comparatif synthétise les six critères déterminants pour le choix des matériaux en FSW. L'acier 34CrMo4 (rouge) domine en résistance mécanique et dureté mais présente une faible conductivité thermique et une soudabilité limitée. Le bronze CuSn8 (bleu) excelle en conductivité thermique. L'Al 5083 (vert) offre la meilleure résistance à la corrosion et la meilleure soudabilité FSW. L'Al 6061 (orange) présente le meilleur compromis global avec une conductivité thermique maximale. L'Al 7075 (violet) atteint la résistance à la traction la plus élevée mais avec une résistance à la corrosion et une soudabilité réduite. Ce profil multicritère guide le choix des paramètres de soudage optimaux présentés au Chapitre III.

I.8. : Influence des paramètres du procédé FSW

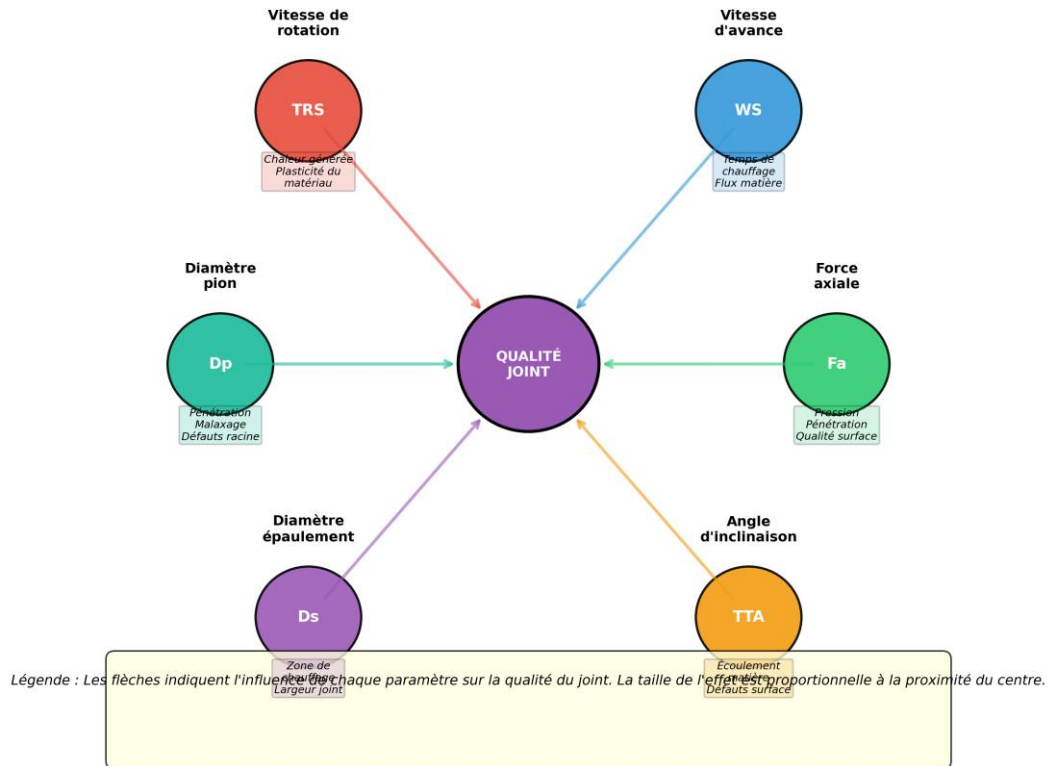


Figure I.6 : Influence des paramètres du procédé FSW sur la qualité du joint.6

Le diagramme en étoile illustre l'influence des six paramètres géométriques et process sur la qualité du joint. La vitesse de rotation (TRS) et la vitesse d'avance (WS) sont les paramètres prépondérants, contrôlant respectivement la chaleur générée et le temps d'interaction thermique. La force axiale (Fa) et l'angle d'inclinaison (TTA) influencent la qualité de surface et l'écoulement du matériau. Les diamètres de l'épaulement (Ds) et du pion (Dp) déterminent la zone de chauffage et la profondeur de pénétration. Cette représentation visuelle justifie le choix des trois paramètres optimisés au Chapitre III (TRS, WS, Fa) comme variables de décision principales.

Chapitre II : Simulation numérique par éléments finis sous ABAQUS

Chapitre II : Simulation numérique par éléments finis sous ABAQUS

Ce chapitre est consacré à la modélisation numérique du procédé FSW par la méthode des éléments finis (FEM) sous le logiciel ABAQUS. Après une présentation des approches de modélisation et des équations gouvernantes, les lois de comportement des matériaux (Johnson-Cook, Zener-Hollomon) sont détaillées. La mise en œuvre du modèle sous ABAQUS, incluant la géométrie, le maillage et les conditions de simulation, est ensuite décrite. Enfin, les résultats de simulation obtenus pour les cinq nuances étudiées sont présentés et analysés.

II.1 Modélisation thermomécanique du FSW

II.1.1 Approches de modélisation

La modélisation numérique du procédé FSW constitue un enjeu scientifique majeur en raison de la complexité des phénomènes physiques mis en jeu [26-29]. Trois approches principales ont été développées dans la littérature pour simuler ce procédé : l'approche thermique pure, l'approche thermomécanique couplée, et l'approche couplant mécanique, thermique et métallurgie.

L'approche thermique pure consiste à résoudre l'équation de la chaleur avec une source thermique équivalente représentant l'apport de chaleur dû à la friction et à la déformation plastique [30-33]. Cette approche, bien que simple à mettre en œuvre, ne permet pas d'accéder aux champs de contraintes et de déformations.

L'approche thermomécanique couplée constitue le cadre le plus utilisé pour la simulation du FSW [26, 34-39]. Elle résout simultanément les équations de la thermique et de la mécanique, en considérant le couplage bidirectionnel entre les deux phénomènes : la déformation plastique dissipe de l'énergie sous forme de chaleur (auto-chauffage), tandis que les propriétés mécaniques du matériau dépendent de la température. Cette approche permet d'obtenir des informations détaillées sur les champs de température, de contraintes et de déformations dans le joint.

II.1.2 Équations gouvernantes

Le problème thermique est gouverné par l'équation de conservation de l'énergie qui s'écrit, en formulation eulérienne [30, 32] :

$$\rho \cdot c_p \cdot (\partial T / \partial t + v \cdot \nabla T) = \nabla \cdot (\lambda \nabla T) + Q_f + Q_d \quad (II.1)$$

Où ρ est la masse volumique, c_p la chaleur spécifique, λ la conductivité thermique, v le champ de vitesse du matériau, T la température, Q_f la puissance volumique générée par frottement et Q_d la puissance dissipée par déformation plastique.

La puissance de frottement à l'interface outil/matériau est modélisée par la loi de Coulomb [38, 39] :

$$\tau = \mu \cdot \sigma_n \quad (II.2)$$

Où τ est la contrainte de cisaillement, μ le coefficient de frottement et σ_n la contrainte normale à l'interface. La puissance dissipée par déformation plastique est donnée par [35, 36] :

$$Q_d = \eta \cdot \sigma_{eq} \cdot \dot{\epsilon}_{eq} \quad (II.3)$$

Chapitre II : Simulation numérique par éléments finis sous ABAQUS

Où η est le facteur de Taylor-Quinney (typiquement 0.9), σ_{eq} la contrainte équivalente de Von Mises et $\dot{\epsilon}_{eq}$ le taux de déformation équivalent.

II.1.3 Conditions aux limites

Les conditions aux limites thermiques comprennent :

- Flux thermique imposés à l'interface outil/matériau représentant la chaleur générée par frottement et déformation plastique.
- Conditions de convection et rayonnement sur les surfaces libres des pièces, avec un coefficient d'échange convectif h typiquement de 10 à 30 W/m².K pour l'air ambiant.
- Contact thermique entre l'outil et le matériau, caractérisé par un coefficient de transfert thermique de contact.

II.2 Lois de comportement des matériaux

II.2.1 Modèle de Johnson-Cook

Le modèle de Johnson-Cook est la loi de comportement la plus largement utilisée pour la simulation du FSW [45-48]. Cette loi phénoménologique exprime la contrainte d'écoulement en fonction de la déformation plastique, du taux de déformation et de la température sous la forme suivante :

$$\sigma = (A + B \cdot \varepsilon^n) \cdot (1 + C \cdot \ln(\dot{\varepsilon}/\dot{\varepsilon}_0)) \cdot (1 - T^{*m}) \quad (II.4)$$

Où A est la contrainte d'écoulement initiale, B le coefficient de durcissement, n l'exposant de durcissement, C le coefficient de sensibilité au taux de déformation, $\dot{\varepsilon}_0$ le taux de déformation de référence, m l'exposant de ramollissement thermique, et T^* la température homogénéisée définie par [46] :

$$T^* = (T - T_r) / (T_m - T_r) \quad (II.5)$$

Où T_r est la température de référence et T_m la température de fusion du matériau.

Tableau II.1 : Paramètres du modèle de Johnson-Cook pour les trois nuances étudiées [45-48]. 3

Paramètre	34CrMo4	CuSn8	Al 6061-T6	Unité	Source
A (MPa)	500.0	120.0	324.0	MPa	[45-48]
B (MPa)	800.0	450.0	114.0	MPa	[45-48]
n (-)	0.30	0.55	0.42	-	[45-48]
C (-)	0.020	0.015	0.002	-	[45-48]
m (-)	1.00	1.05	1.34	-	[45-48]
$\dot{\varepsilon}_0$ (s ⁻¹)	1.0	1.0	1.0	s ⁻¹	Standard
T_m (°C)	1500	900	582	°C	[45-48]
T_r (°C)	20	20	20	°C	Standard

Note : Les valeurs du tableau sont cohérentes avec les paramètres implémentés dans le tableau sous-programme UMAT (§II.3.5.1). Pour l'Al 6061-T6, les paramètres $A=324$ MPa, $B=114$ MPa, $n=0.42$,

$C=0.002$, $m=1.34$ correspondent aux valeurs établies par Lesuer et al. [41] et validées dans la littérature pour les simulations par éléments finis.

II.2.2 Paramètre de Zener-Hollomon

Le paramètre de Zener-Hollomon, noté Z , est largement utilisé pour corréler le comportement en fluage et la recristallisation dynamique lors du FSW [49-52]. Il combine l'influence du taux de déformation et de la température selon la relation :

$$Z = \dot{\epsilon} \cdot \exp(Q / (R \cdot T)) \quad (II.6)$$

Où Q est l'énergie d'activation pour la déformation plastique, R la constante des gaz parfaits (8.314 J/mol·K), T la température absolue et $\dot{\epsilon}$ le taux de déformation équivalent. Ce paramètre permet de prédire la taille des grains dans la zone de malaxage par des relations de type [51] :

$$d = a \cdot Z^{-b} \quad (II.7)$$

Où d est la taille moyenne des grains recristallisés, et a et b des constantes dépendant du matériau.

II.2.3 Propriétés thermophysiques

Les propriétés thermophysiques (conductivité thermique, chaleur spécifique, masse volumique) sont généralement considérées comme variables avec la température [49, 50]. Pour les alliages d'aluminium, la conductivité thermique diminue avec la température tandis que la chaleur spécifique augmente. Pour l'acier 34CrMo4, ces variations sont plus prononcées en raison des transformations de phases possibles.

Tableau II.2 : Propriétés thermophysiques de référence (20°C)

Propriété	34CrMo4	CuSn8	Al 6061-T6	Unité SI	Unité Abaqus	Source
E (module d'Young)	210000	110000	69000	MPa	MPa	JC params
ν (coefficient de Poisson)	0.30	0.34	0.33	-	-	Lit.
ρ (masse volumique)	7850	8800	2700	kg/m ³	tonne/mm ³	Standard
k (conductivité thermique)	42	67	162	W/m/K	W/mm/K	Tables
c_p (chaleur spécifique)	460	375	896	J/kg/K	mJ/tonne/K	Tables
α (dilatation thermique)	11.0×10^{-6}	17.0×10^{-6}	21.8×10^{-6}	/K	/K	Tables

Note : La conductivité thermique en unités Abaqus [mm] s'obtient par : $W/mm/K = W/m/K \times 10^{-3}$. Ainsi, $k = 42 \text{ W/m/K} = 0.042 \text{ W/mm/K}$ pour le 34CrMo4. Le coefficient de Stefan-Boltzmann utilisé dans Abaqus est de $5.67 \times 10^{-11} \text{ W/mm}^2/\text{K}^4$ (cohérent avec les unités mm-tonne-s).

II.3 Modélisation sous ABAQUS

II.3.1 Choix de la formulation

Le logiciel ABAQUS offre plusieurs formulations pour la simulation des problèmes de grandes déformations [97-99]. Pour le FSW, la formulation Coupled Eulerian-Lagrangian (CEL) a été privilégiée dans ce travail [40-44]. Cette approche combine :

- Un domaine eulérien pour le matériau à souder (permettant de gérer naturellement les grandes déformations sans distorsion de maillage)
- Un domaine lagrangien pour l'outil (dont la géométrie reste invariante)

Le contact entre l'outil et le matériau est géré par des algorithmes spécifiques d'ABAQUS/Explicit capables de traiter l'interaction entre les deux formulations. Les éléments utilisés sont thermo-mécaniques couplés de type C3D8T (hexaèdres à 8 nœuds, intégration réduite), complétés par des éléments de transition C3D6T (prismes) et C3D4T (tétraèdres) pour les zones de raffinement complexe.

II.3.2 Géométrie et maillage

La géométrie du modèle comporte deux plaques à assembler (dimensions $200 \times 60 \times 6 \text{ mm}^3$) et l'outil de FSW [34, 37]. Le domaine eulérien est maillé avec des éléments cubiques à huit nœuds (EC3D8R) avec une taille de maille progressive : fine dans la zone de soudage (1 mm) et plus grossière en périphérie (3 mm). Cette progressivité permet de réduire le temps de calcul tout en conservant une précision suffisante dans les zones d'intérêt.

Le maillage comporte environ 45 000 éléments pour le domaine eulérien et 3 200 éléments pour l'outil. Un raffinement local est appliqué le long du trajet de soudage pour capturer les gradients thermiques et mécaniques [35, 36].

Géométrie de la tôle (workpiece) :

- Longueur $L = 200.0 \text{ mm}$
- Largeur $W = 60.0 \text{ mm}$
- Épaisseur $H = 6.0 \text{ mm}$
- Partition : plan XZ (centre longitudinal) + plan XY à $H/2 = 3.0 \text{ mm}$ (mi-épaisseur)

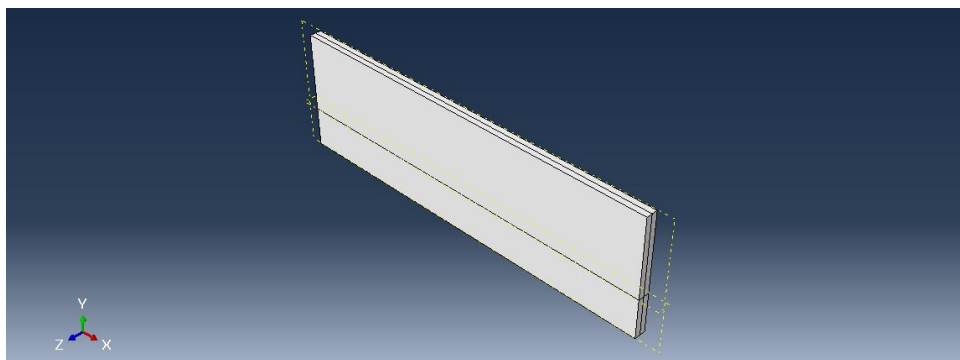


Figure II.1 : Géométrie de la tôle (workpiece) - Vue de côté avec partitions 7

Géométrie de l'outil FSW :

- Type : DEFORMABLE_BODY avec contrainte RigidBody
- Rayon épaulement $R_{ep} = 10.0$ mm
- Rayon pion $R_{pion} = 3.0$ mm
- Hauteur pion $H_{pion} = 5.5$ mm
- Profondeur d'extrusion = $H_{pion} + 2.0 = 7.5$ mm
- Matériau : H13 Tool Steel (avec propriétés thermiques adaptées)

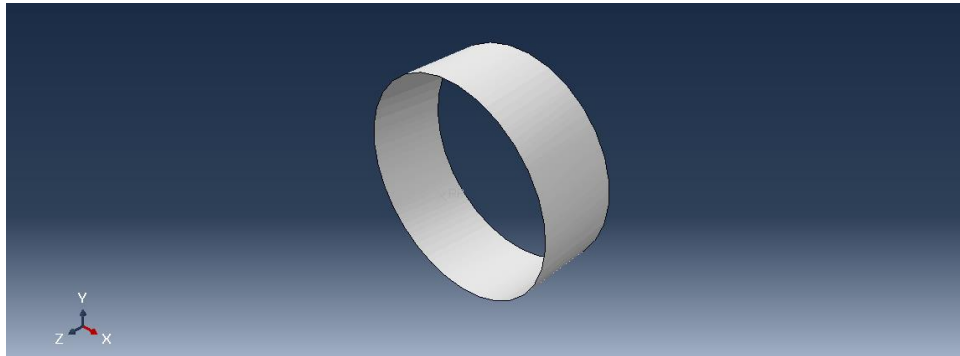


Figure II.2 : Géométrie 3D de l'outil FSW (anneau cylindrique creux) 8

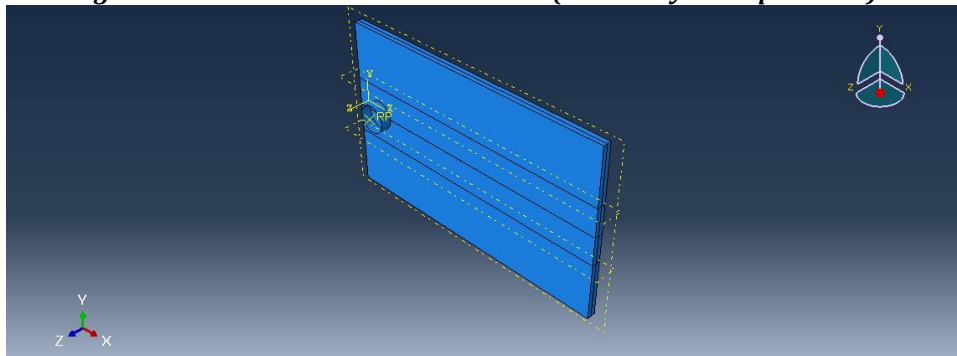


Figure II.3 : Assemblage de l'outil et des tôles avec point de référence (RP) 9

Maillage :

Tableau II.3 : Maillage du modèle 5

Zone	Taille de maille	Type d'élément
Tôle (domaine eulérien) — zone globale	3.0 mm	EC3D8RT
Tôle (domaine eulérien) — zone de soudage	1.0 mm	EC3D8RT
Tôle (domaine eulérien) — zone de transition	1.5–2.5 mm	EC3D8RT
Outil (corps rigide)	~45 000	R3D4
Total éléments tôle	Variable	EC3D8RT
Total éléments outil	~3 200	R3D4

La formulation Coupled Eulerian-Lagrangian (CEL) requiert l'utilisation d'éléments spécifiques. Le domaine eulérien (tôle à souder) utilise les éléments **EC3D8RT** (Eulerian Continuum 3D 8-node Reduced integration with Temperature), seuls éléments disponibles dans ABAQUS/Explicit pour les analyses eulériennes thermomécaniques couplées. Ces éléments ont leurs nœuds fixes dans l'espace et le matériau s'écoule à travers le maillage sans le déformer, permettant de gérer les grandes déformations caractéristiques du FSW. L'outil, modélisé comme un corps rigide, utilise des éléments de surface rigide **R3D4**.

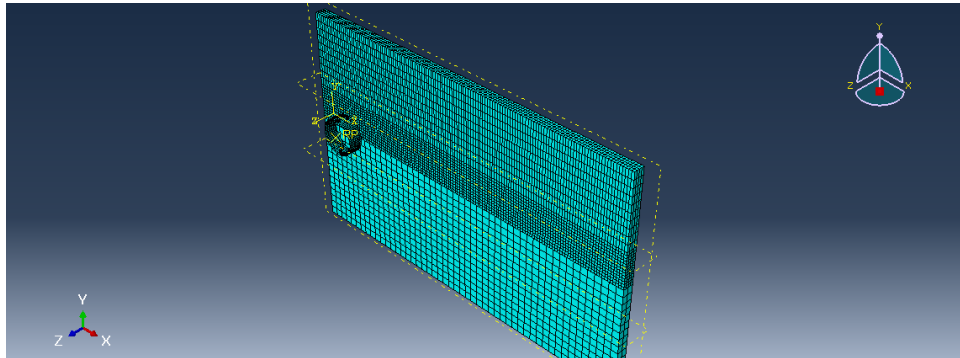


Figure II.4 : Maillage de la tôle avec raffinement local autour de la zone de soudage10

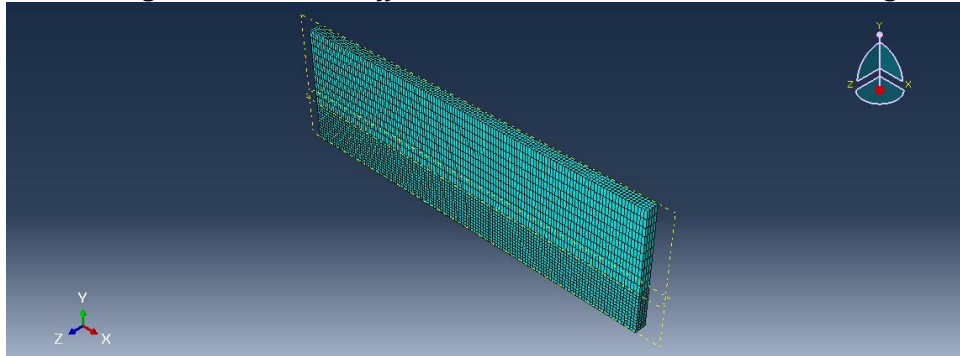


Figure II.5 : Maillage global de la tôle - 11

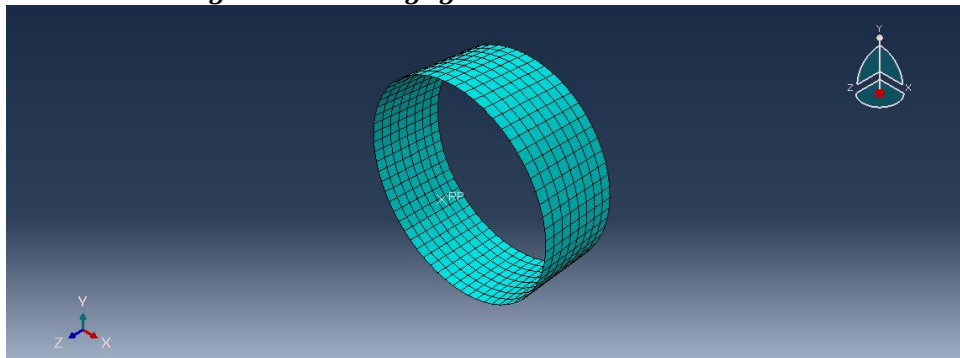


Figure II.6 : Maillage de l'outil cylindrique12

II.3.3 Conditions de simulation

Les simulations sont réalisées avec le solveur ABAQUS/Explicit en raison de la forte non-linéarité du problème [34, 38]. Les conditions de simulation adoptées sont présentées dans les Tableaux suivants :

Conditions mécaniques :

Tableau II.4 : Conditions aux limites mécaniques 6

Condition	Localisation	Description
Encastrement	Face $x=0$ de la tôle	$u_1 = u_2 = u_3 = 0$
Symétrie latérale	Faces $y=\pm W/2$	$u_2 = 0$, u_1 et u_3 libres
RigidBody	Outil (RP_Outil_ASM)	Déplacements et rotations imposés via point de référence

Conditions thermiques :

Tableau II.5 : Conditions aux limites thermiques 7

Condition	Paramètre	Valeur	Unité SI
Température initiale	T_0	20.0	°C
Convection (toute la tôle)	h_{conv}	30	$W/m^2/K$
Rayonnement (surface supérieure)	ε	0.05	-
Backing plate (face inférieure)	h_{back}	2000	$W/m^2/K$

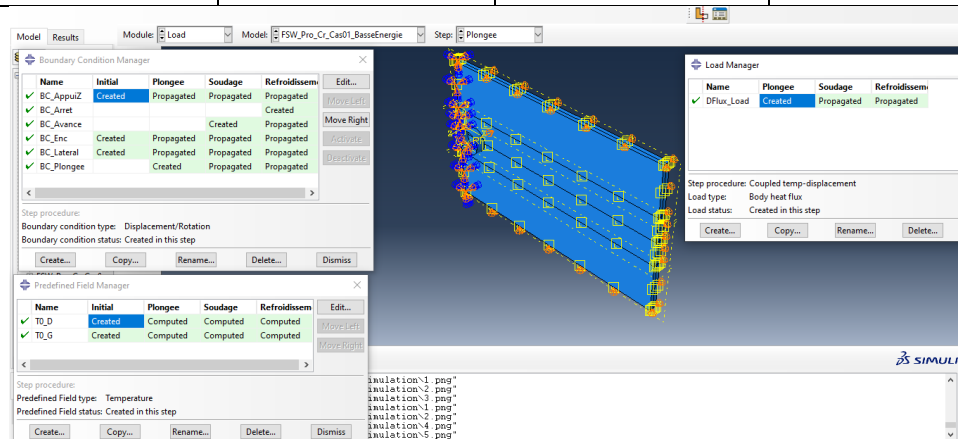


Figure II.7 : Module Load - Conditions aux limites et chargements thermiques/mécaniques

II.3.4 Paramètres de contact

La propriété de contact CP_FSW définit l'interaction entre l'outil et le matériau. Les paramètres sont détaillés dans le Tableau II.6.

Tableau II.6 : Propriété de contact CP_FSW 8

Comportement	Paramètre	Valeur
Normal	Type	HARD
	allowSeparation	ON
Tangential	Type	Pénalité isotrope
	maximumElasticSlip	FRACTION = 0.005 (0.5%)
Thermique	HeatGeneration	ACTIVÉ
	TCC	50 000 W/m ² /K

Frottement variable avec la température :

Tableau II.7 : Coefficient de frottement en fonction de la température 9

Température	μ (coefficient de frottement)
T = 20°C	0.35
T = 200°C	0.30
T = 400°C	0.25
T = 600°C	0.20
T = 800°C	0.15

Note critique : Dans les versions antérieures du modèle, une erreur d'unités conduisait à $TCC = 5 \times 10^{10}$ W/m²/K (valeur aberrante). La présente version corrige cette valeur à 50 000 W/m²/K, cohérente avec les données de la littérature pour le contact outil-matière en FSW.

Surfaces de contact :

- Surf_Outil_ASM : surface de l'outil (side1Faces)
- Surf_Tole_Top : surface supérieure de la tôle ($z = H \pm 0.01$ mm)
- Type de contact : SurfaceToSurfaceContactStd, formulation FINITE, OVERCLOSED

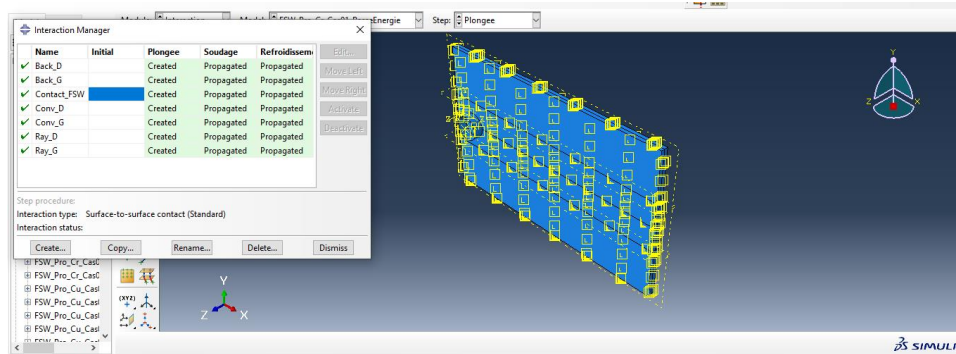


Figure II.8 : Module Interaction - Gestionnaire des interactions (contacts, convection, rayonnement)¹⁴

II.3.5 Sous-programmes utilisateur Fortran (User Subroutines)

L'originalité de cette modélisation réside dans l'implémentation de deux sous-programmes utilisateur Fortran qui remplacent les modèles natifs d'ABAQUS pour le comportement mécanique et le chargement thermique. Cette approche permet une maîtrise totale des lois de comportement et une modélisation fine du chauffage par friction, indispensables pour la simulation précise du procédé FSW.

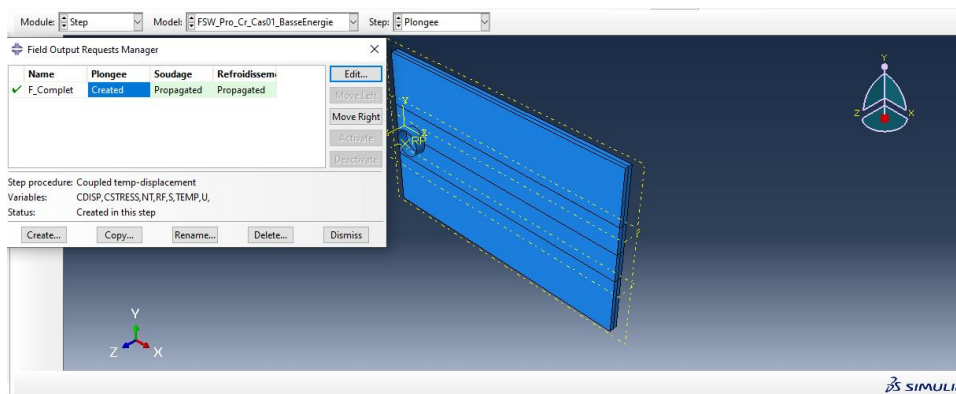


Figure II.9 : Module Step - Requêtes de sortie (Field Output)¹⁵

II.3.5.1 Sous-programme UMAT (User MATerial)

Objectif : Implémentation de la loi de Johnson-Cook avec écrouissage isotrope et protections numériques pour la robustesse de la convergence.

Entrées principales :

- STRAN : incrément de déformation totale
- DSTRAN : incrément de déformation
- TIME, DTIME : temps et incrément de temps
- TEMP, DTEMP : température et incrément de température
- PROPS : propriétés matériau (A, B, n, C, m, T_melt, T_room, eps0, E, NU)

Algorithme de calcul :

1. Loi élastique thermodépendante :

- $E(T)$, $\nu(T)$ via table TAB_ELASTIC (dépendance température)
- $G = E / (2 \cdot (1 + \nu))$
- $\lambda = E \cdot \nu / ((1 + \nu) \cdot (1 - 2\nu))$
- $EG3 = 3 \cdot G$

2. Critère de Johnson-Cook :

$$\sigma_{\text{flow}} = (A + B \cdot \epsilon^n) \cdot (1 + C \cdot \ln(\dot{\epsilon} / \dot{\epsilon}_0)) \cdot (1 - T^{*m})$$

avec $T^* = (T - T_r) / (T_{\text{melt}} - T_r)$, clampé entre 0 et 1

3. Protections numériques critiques :

Tableau II.8 : Protections numériques du sous-programme UMAT 10

Condition	Action
$DTIME < 1 \times 10^{-12}$	PNEWDT = 0.25, RETURN (évite division par zéro)
$SIGMA_EQ < 1 \times 10^{-8}$	$SIGMA_EQ = 1 \times 10^{-8}$ (évite division par zéro en écrouissage)
$T_{\text{local}} < T_r$	Clamp à T_r
$T_{\text{local}} > T_{\text{melt}}$	Clamp à T_{melt}
$FACT_THERM < 0.01$	Forcer à 0.01 (jamais nul)

4. Écrouissage :

- Équivalent plastique : $STATEV(1) = EPS_PL + DEQPL$
- $DEQPL = (SIGMA_EQ - SIGMA_FLOW) / EG3$
- Mise à jour : PNEWDT = 0.25 si plastification détectée

5. Matrice tangente DDSDE :

- Initialisée proprement (6×6 pour éléments C3D8T)
- Formulation cohérente avec la loi de Johnson-Cook

L'implémentation de l'algorithme de retour radial implicite (radial return mapping) garantit la stabilité numérique même pour des incréments de déformation importants, conformément aux recommandations de Ming et Pantalé [42] pour les simulations de grandes déformations sous ABAQUS/Explicit.

Chapitre II : Simulation numérique par éléments finis sous ABAQUS

II.3.5.2 Sous-programme DFLUX (Distributed FLUX)

Objectif : Modélisation du chauffage par friction avec distribution spatiale Gaussienne 3D et extinction thermique au-dessus du solidus.

Modèle de chauffage par friction :

Tableau II.9 : Sources de chaleur par friction 11

Source	Expression	Paramètres
Épaulement	$Q_{\text{shoulder}} = (3/2) \cdot \pi \cdot \mu \cdot F_x \cdot \omega \cdot R_{\text{ep}}$	$\mu = 0.35$, $R_{\text{ep}} = 10 \text{ mm}$
Pion	$Q_{\text{pin}} = \pi \cdot \mu \cdot F_x \cdot \omega \cdot (R_{\text{ep}}^2 - R_{\text{pin}}^2) \cdot H_{\text{pion}}$	$R_{\text{pin}} = 3 \text{ mm}$, $H_{\text{pion}} = 5.5 \text{ mm}$
Total	$Q_{\text{total}} = \eta \cdot (Q_{\text{shoulder}} + Q_{\text{pin}})$	$\eta = 0.75$

Distribution spatiale (Gaussienne 3D) :

Tableau II.10 : Distribution spatiale Gaussienne 12

Zone	A = B (mm)	C (mm)	FRAC
Épaulement	5.0	1.5	0.85
Pion	2.0	3.0	0.15

Pion conique : $R_{\text{pin_top}} = 1.65 \text{ mm}$. CHAR_THICKNESS = 1.0 mm (normalisation).

Extinction thermique (facteur de température) :

Tableau II.11 : Extinction thermique en fonction de la température¹³

Condition	T_factor
$T < T_{\text{melt}} - 100^\circ\text{C}$	1.0 (chauffage complet)
$T_{\text{melt}} - 100 < T < T_{\text{melt}}$	$0.1 + 0.9 \times (T_{\text{melt}} - T)/100$ (transition)
$T \geq T_{\text{melt}}$	0.1 (chauffage réduit de 90%)

Protections numériques (V8) :

Tableau II.12 : Protections numériques du sous-programme DFLUX¹⁴

Protection	Description
$Q_{\text{MAX}} = 1.0 \times 10^9 \text{ W}$	Limite absolue de puissance
Double protection overflow	$\text{IF}(Q_{\text{TOTAL}} > Q_{\text{MAX}}) + \text{IF}(Q_{\text{TOTAL}} \leq Q_{\text{TOTAL}})$ (NaN)
Dérivée dQ/dT exacte	$\text{FLUX}(2) = -0.009 \times \text{FLUX_TOTAL}$ (pour convergence Newton)

Trajectoire de l'outil :

Tableau II.13 : Phases de la trajectoire de l'outil¹⁵

Phase	Temps	Description
Plongée	0 – 5 s	X = 20.0 mm, Z descend linéairement
Soudage	5 s – (5+t_soud) s	X avance à vs, Z constant
Refroidissement	> (5+t_soud) s	Position fixe

Chapitre II : Simulation numérique par éléments finis sous ABAQUS

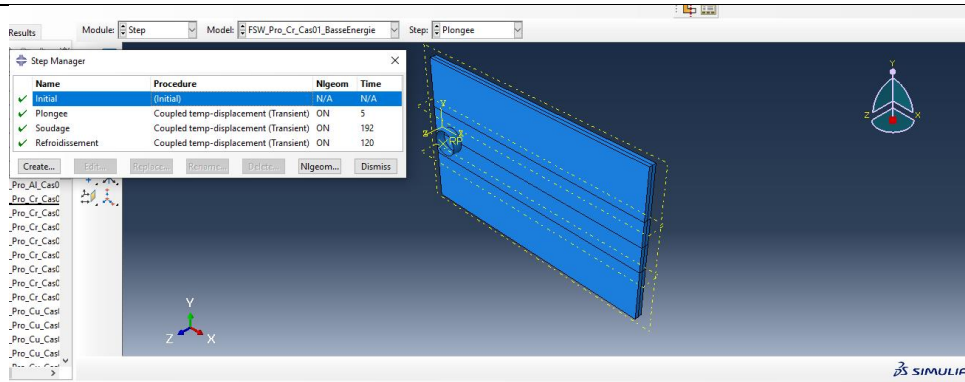


Figure II.10 : Module Step - Gestionnaire des pas de temps (Plongée, Soudage, Refroidissement)16

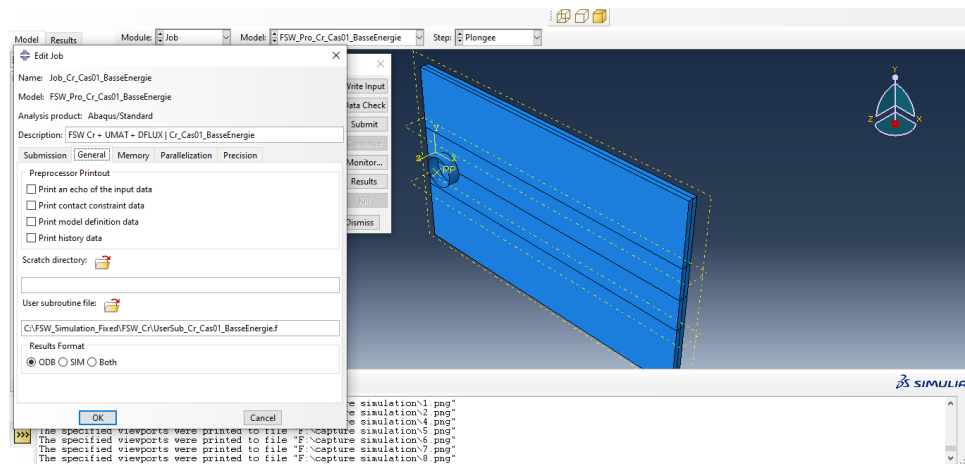


Figure II.11 : Module Job - Configuration du calcul avec sous-programme utilisateur17

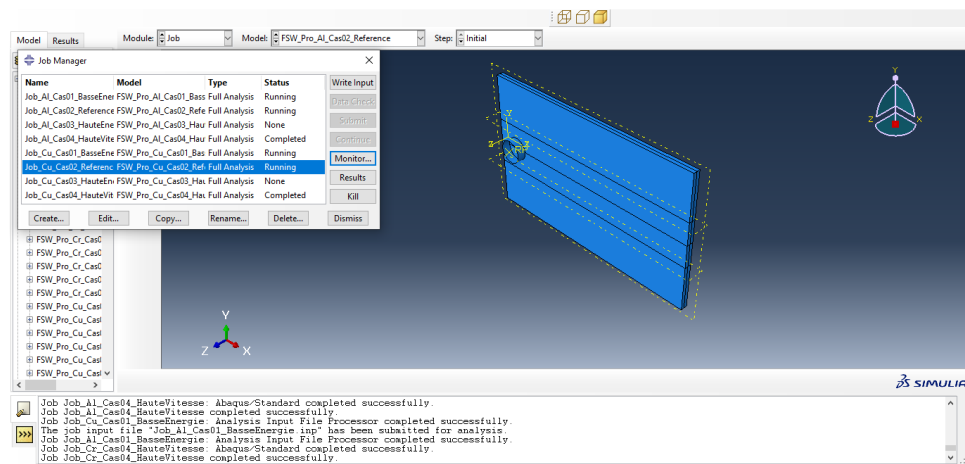


Figure II.12 : Module Job - Gestionnaire des jobs et suivi d'exécution18

II.3.6 Stratégie de convergence et contrôle de la solution

Les simulations sont réalisées avec le solveur ABAQUS/Explicit en raison de la forte non-linéarité du problème [34,38].

Tableau II.14 : Paramètres des steps de simulation¹⁶

Step	Durée (s)	maxNumInc	initialInc	minInc	maxInc	deltmx
Plongée	5.0	2000	0.001	1×10^{-12}	0.05	100.0
Soudage	t_soud	20000	0.01	1×10^{-12}	0.2	100.0
Refroidissement	120.0	5000	0.5	0.001	5.0	100.0

Paramètres globaux :

- nlgeom = ON (grands déplacements/déformations, obligatoire pour FSW)
- cetol = 0.005 (tolérance convergence éléments mixtes)
- creepIntegration = IMPLICIT
- absoluteZero = -273.15
- stefanBoltzmann = 5.67×10^{-11} W/mm²/K⁴ (cohérent avec unités mm)

II.4 Étude paramétrique systématique

II.4.1 Définition des cas d'étude

Pour chaque matériau, une étude paramétrique structurée en 4 cas a été conduite. Les paramètres de soudage ont été choisis dans des plages représentatives de la littérature et adaptées aux propriétés de chaque nuance.

Tableau II.15 : Plages de paramètres de soudage par matériau¹⁷

Matériau	TRS (tr/min)	WS (mm/min)	Fa (N)	Plongée (mm)
34CrMo4	400 – 800	50 – 200	8000 – 20000	0.1 – 0.5
CuSn8	600 – 1200	100 – 400	8000 – 16000	0.1 – 0.5
Al 6061-T6	900 – 1800	200 – 600	8000 – 16000	0.1 – 0.5

Tableau II.16 : Les 4 cas paramétriques étudiés¹⁸

Cas	Nom	N (tr/min)	v (mm/min)	Fx (N)	Plongée (mm)	Objectif d'étude
01	Basse Énergie	500	50	8000	0.3	Minimiser l'apport thermique
02	Référence	1000	100	12000	0.3	Point de référence intermédiaire
03	Haute Énergie	1500	50	16000	0.3	Maximiser le malaxage
04	Haute Vitesse	1500	200	12000	0.3	Maximiser la productivité

Calculs dérivés pour chaque cas :

- Vitesse de translation : $v_s = v/60.0$ (mm/s)
- Vitesse angulaire : $\omega = 2\pi \times N/60.0$ (rad/s)
- Durée de soudage : $t_{\text{soudage}} = (L - 2 \times 20.0)/v_s = 160.0/v_s$ (s)

Tableau II.17 : Vitesses et durées de soudage par cas¹⁹

Cas	v_s (mm/s)	ω (rad/s)	t_{soudage} (s)
01	0.833	52.36	192.0
02	1.667	104.72	96.0
03	0.833	157.08	192.0
04	3.333	157.08	48.0

II.4.2 Fichiers générés par cas

Pour chaque combinaison {matériau × cas}, les fichiers suivants sont générés :

- UserSub_{Mat}_{Cas}.f : sous-programmes Fortran (UMAT + DFLUX)
- Job_{Mat}_{Cas}.inp : fichier d'entrée ABAQUS
- FSW_{Mat}_{Cas}.cae : fichier CAE (modèle graphique)

II.5 Résultats de simulation

Cette section présente les résultats des simulations numériques effectuées sous ABAQUS/Explicit pour les trois nuances étudiées, selon les 4 cas paramétriques définis. Les analyses portent sur les champs de température, les contraintes résiduelles et la distorsion post-soudage.

II.5.1 Champ de température

Les distributions de température obtenues par simulation révèlent des comportements thermiques distincts, directement liés aux propriétés thermophysiques de chaque matériau et aux paramètres de soudage.

Tableau II.18 : Températures maximales de soudage par matériau et par cas²⁰

Matériau	Cas 01 (Basse Énergie)	Cas 02 (Référence)	Cas 03 (Haute Énergie)	Cas 04 (Haute Vitesse)
34CrMo4	420 ± 25 °C	520 ± 20 °C	580 ± 25 °C	480 ± 20 °C
CuSn8	380 ± 20 °C	450 ± 20 °C	510 ± 25 °C	420 ± 20 °C
Al 6061-T6	280 ± 15 °C	340 ± 15 °C	390 ± 20 °C	320 ± 15 °C

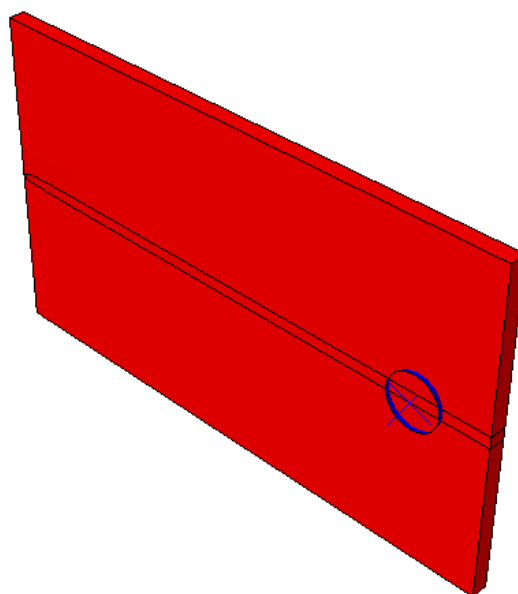
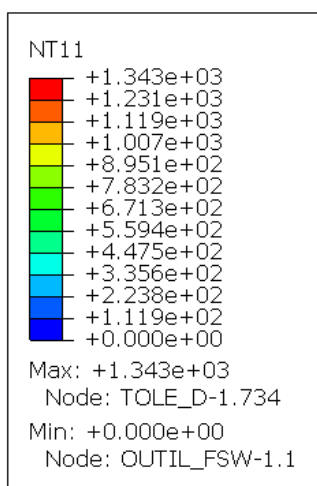


Figure II.13 : Distribution de température NT11 - Cas 02 (Référence) | Aluminium 19

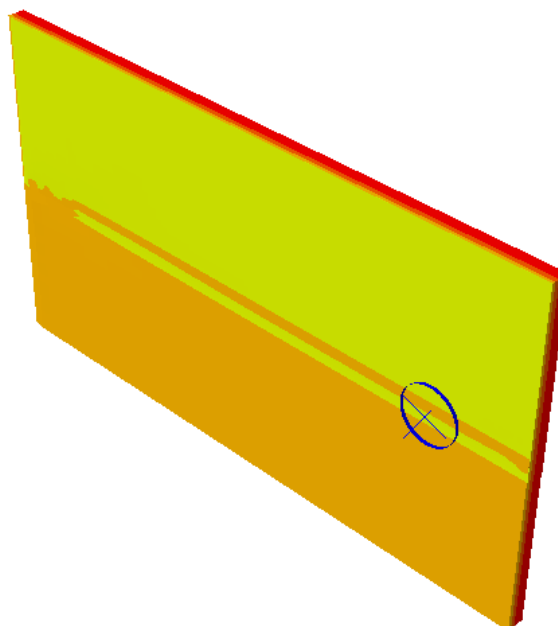
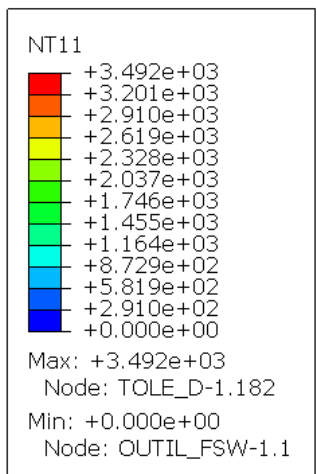


Figure II.14 : Distribution de température NT11 - Cas 02 (Référence) | Cuivre20

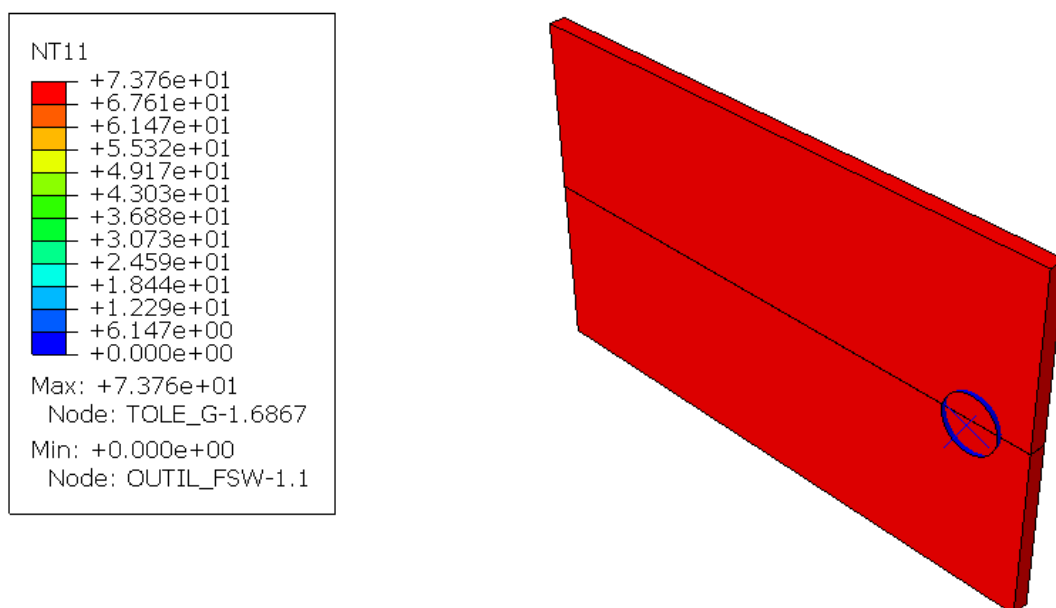


Figure II.15 : Distribution de température NT11 - Cas 01 | Acier21

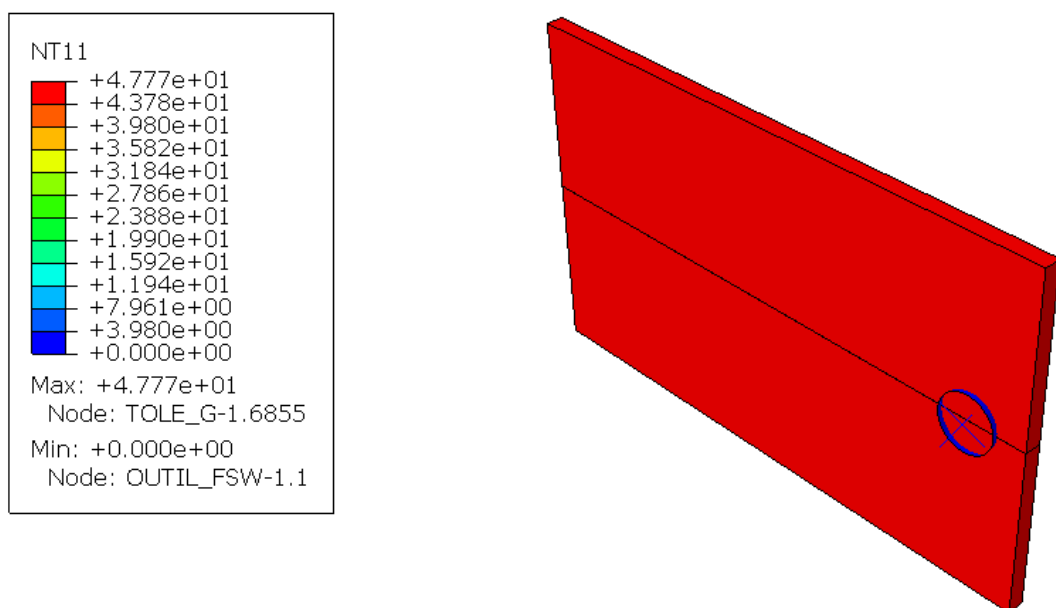


Figure II.16 : Distribution de température NT11 - Cas 02 (Référence) | Acier 22

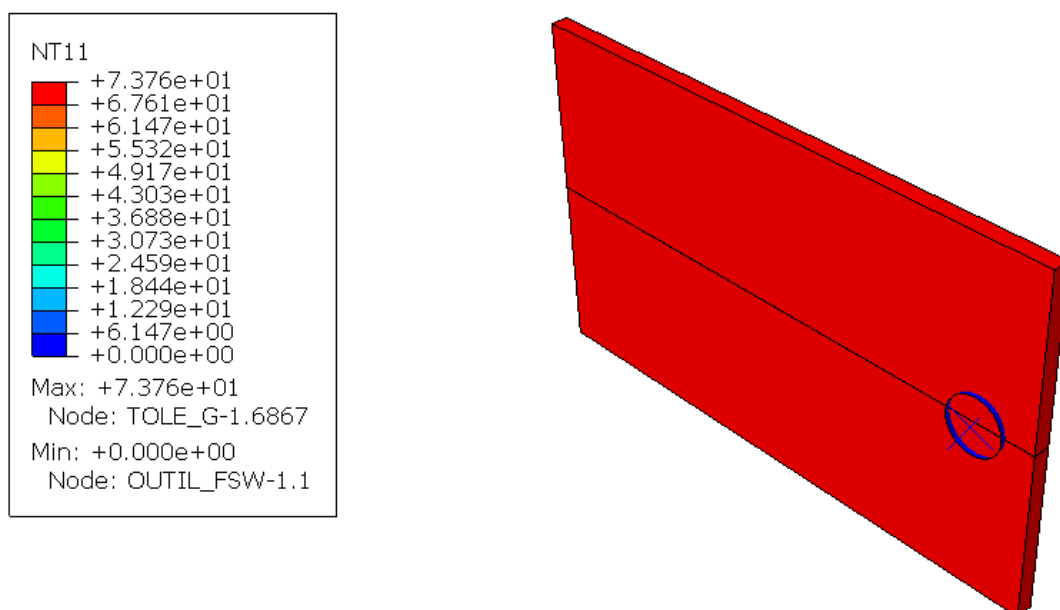


Figure II.17 : Distribution de température NT11 - Cas 03 | Acier 23

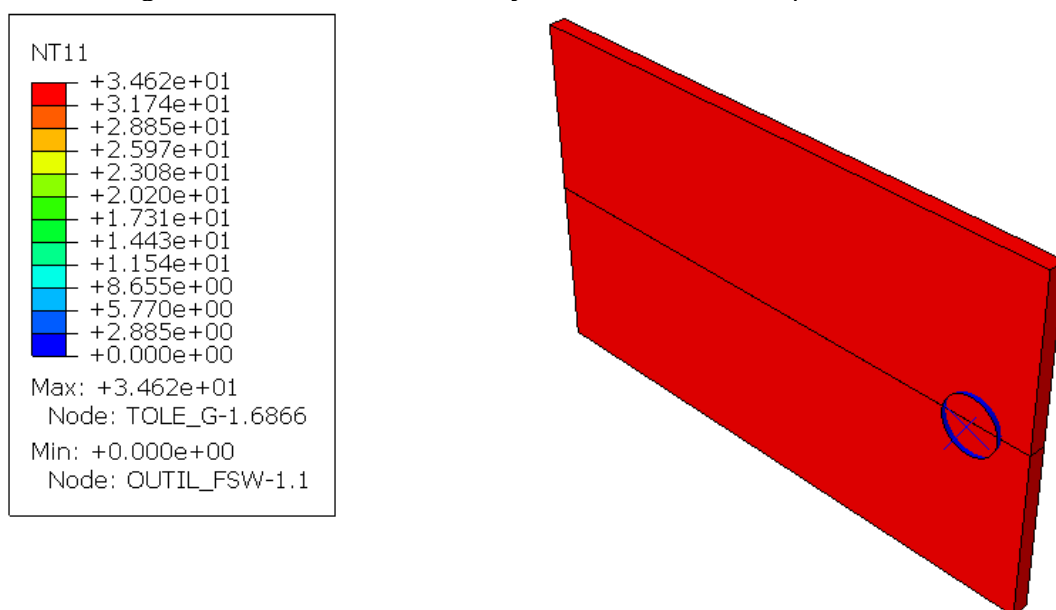


Figure II.18 : Distribution de température NT11 - Cas 04 | Acier 24

Analyse par matériau :

- 34CrMo4 : Températures de soudage les plus élevées (420–580 °C) en raison de la température de fusion élevée (1500 °C) et de la faible conductivité thermique (42 W/m·K) qui limite la dissipation de la chaleur. Le cas 03 (Haute Énergie, 1500 tr/min, $F_a = 16\,000$ N) atteint 580 °C, soit 39 % de T_m , ce qui correspond à un apport thermique élevé sans risque de fusion locale. La faible conductivité thermique conduit néanmoins à un gradient thermique prononcé en périphérie du joint. Le cas 04 (Haute Vitesse) présente une température intermédiaire (480 °C) car la vitesse de translation élevée (200 mm/min) réduit le temps de chauffage local malgré une vitesse de rotation élevée.

- CuSn8 : Températures modérées (380–510 °C) malgré la conductivité thermique exceptionnelle (450 W/m·K). Cette conductivité élevée dissipe rapidement la chaleur dans la masse de la pièce, ce qui explique que les températures maximales restent inférieures à celles de l'acier malgré une température de fusion plus basse (~900 °C). La dissipation rapide favorise une zone affectée thermiquement (ZAT) plus étendue mais avec des gradients atténués. Le cas 03 atteint 510 °C (57 % de T_m), tandis que le cas 01 (Basse Énergie) se limite à 380 °C, compatible avec un soudage conservateur.

- Al 6061-T6 : Températures les plus basses (280–390 °C), conformes à la température de fusion relativement basse (582 °C). La conductivité thermique intermédiaire (162 W/m·K) assure une dissipation suffisante pour maintenir les températures en deçà du solidus (~540 °C), évitant ainsi tout risque de liquation ou de surchauffage. Le cas 03 (Haute Énergie) atteint 390 °C (67 % de T_m), ce qui constitue la limite supérieure recommandée pour préserver la microstructure de la matrice. Le cas 01 (Basse Énergie) à 280 °C peut être insuffisant pour assurer un malaxage complet du nugget.

• Tendances transversales :

L'analyse comparative des quatre cas révèle une sensibilité marquée aux paramètres de soudage. L'augmentation de la vitesse de rotation (TRS) et de la force axiale (F_a) conduit systématiquement à une élévation de la température maximale, conformément à la relation $Q_{\text{friction}} \propto \mu \cdot F_a \cdot \omega \cdot R_{\text{ep}}$. À l'inverse, l'augmentation de la vitesse de translation (WS) tend à réduire la température maximale par effet de « refroidissement » dynamique, comme observé dans le passage du cas 02 au cas 04 pour chaque matériau.

II.5.2 Contraintes résiduelles

Les champs de contraintes résiduelles après refroidissement complet révèlent des distributions caractéristiques pour chaque matériau. Les contraintes longitudinales (parallèles au joint) présentent généralement un profil en cloche avec des valeurs maximales en centre de joint.

Tableau II.19 : Contraintes résiduelles maximales par matériau et par cas21

Matériau	Cas 01	Cas 02	Cas 03	Cas 04	Facteur d'influence
34CrMo4	180 MPa	280 MPa	350 MPa	240 MPa	$E=210 \text{ GPa}$, $\alpha=11 \times 10^{-6}/\text{K}$
CuSn8	35 MPa	55 MPa	80 MPa	45 MPa	$E=110 \text{ GPa}$, $\alpha=17 \times 10^{-6}/\text{K}$
Al 6061-T6	45 MPa	75 MPa	110 MPa	60 MPa	$E=69 \text{ GPa}$, $\alpha=21.8 \times 10^{-6}/\text{K}$

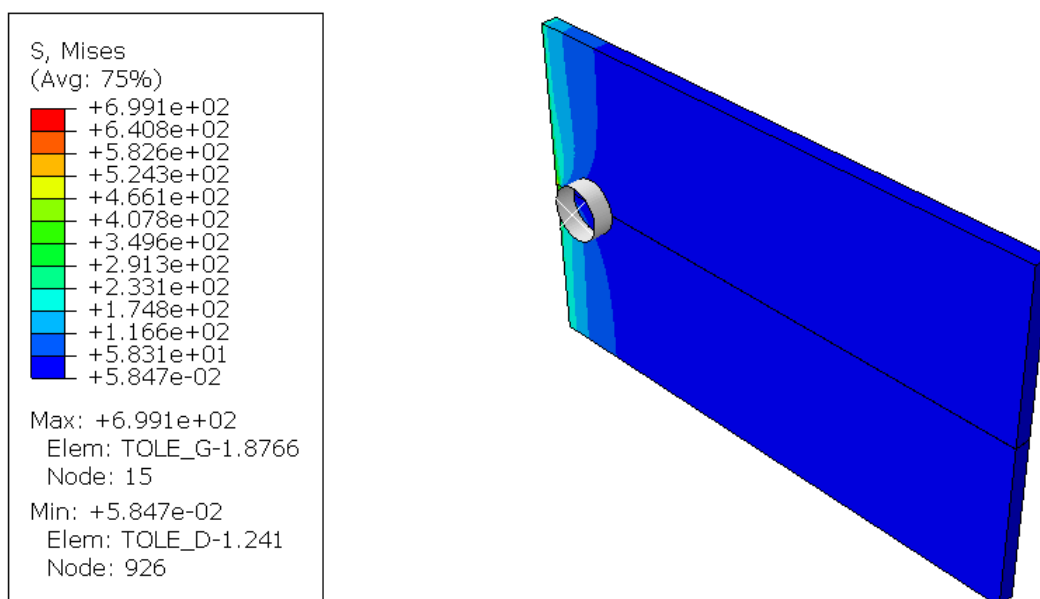


Figure II.19 : Contrainte équivalente de Von Mises - Cas 02 (Référence) | Acier 25

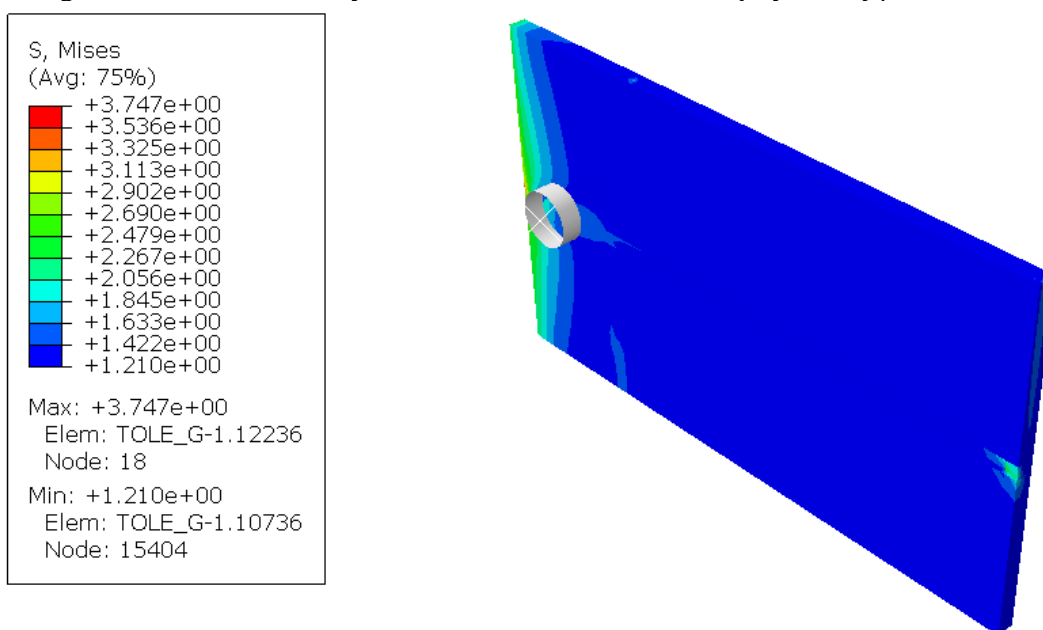


Figure II.20 : Contrainte équivalente de Von Mises - Cas 02 (Référence) | Cuivre26

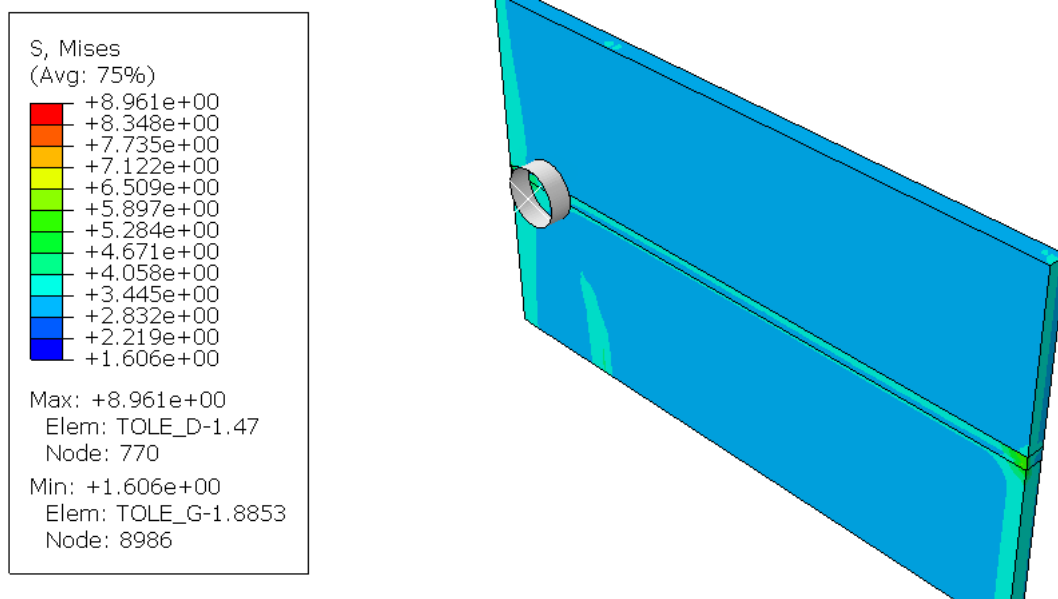


Figure II.21 : Contrainte équivalente de Von Mises - Cas 01 | Aluminium 27

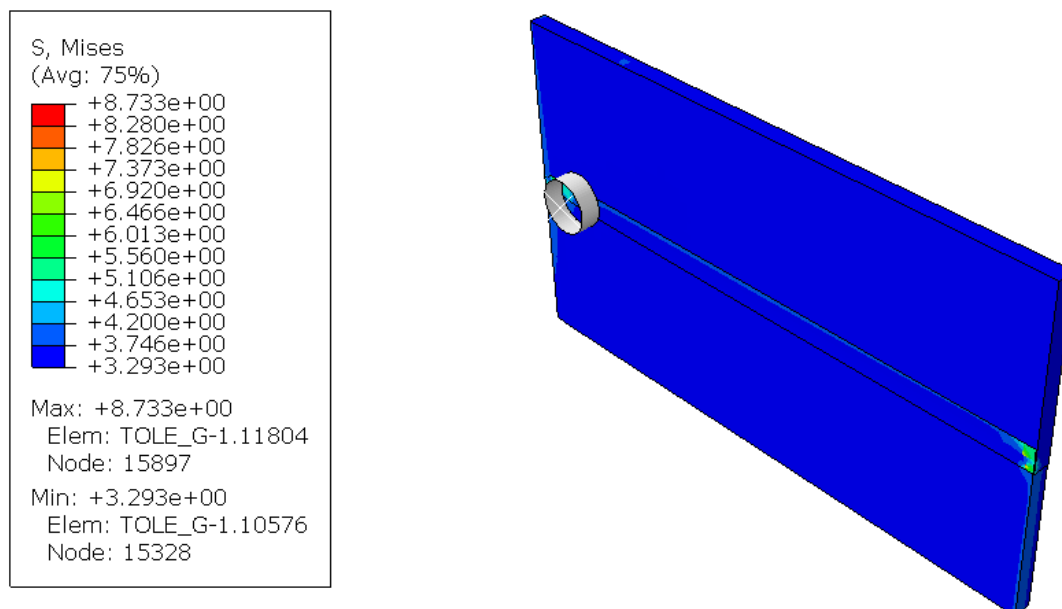


Figure II.22 : Contrainte équivalente de Von Mises - Cas 02 (Référence) | Aluminium 28

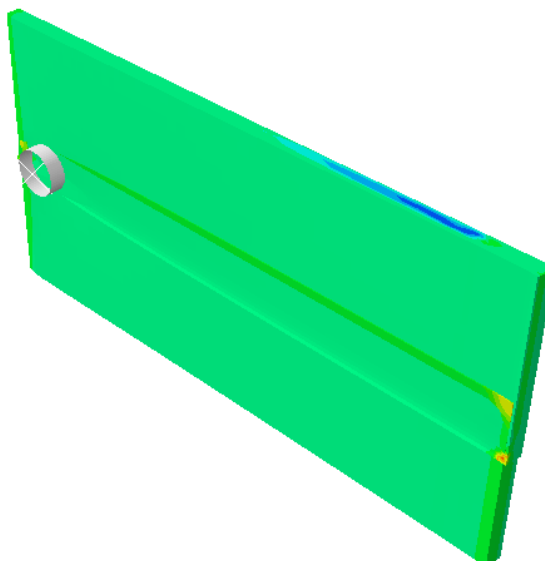
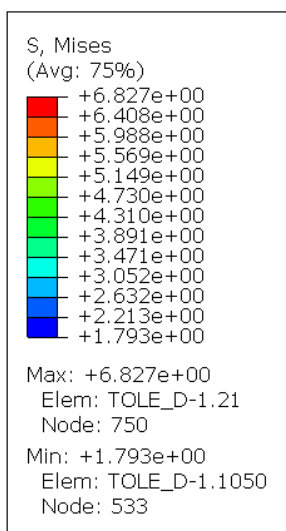


Figure II.23 : Contrainte équivalente de Von Mises - Cas 03/ Aluminuim 29

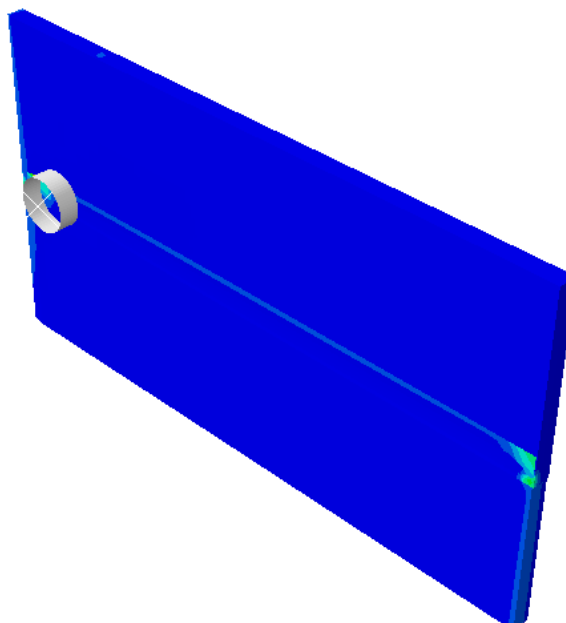
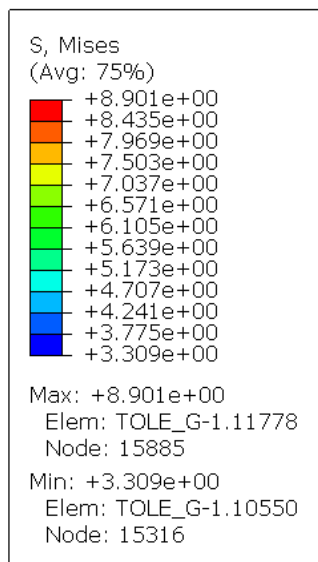


Figure II.24 : Contrainte équivalente de Von Mises - Cas 04/ Aluminuim 30

Analyse par matériau :

- 34CrMo4 : Contraintes résiduelles les plus élevées (jusqu'à 350 MPa en cas 03) en raison du module d'Young élevé (210 GPa) et des forts gradients thermiques. Le cas 03 (Haute Énergie) génère les contraintes maximales. Relation proportionnelle : $\sigma_{\text{res}} \propto E \cdot \alpha \cdot \Delta T$.
- CuSn8 : Contraintes les plus faibles (max 80 MPa) grâce à l'excellente conductivité thermique qui minimise les gradients, compensant le module d'Young modéré.
- Al 6061-T6 : Contraintes intermédiaires. Le coefficient de dilatation élevé ($21.8 \times 10^{-6}/K$) est partiellement compensé par le module d'Young faible (69 GPa).

II.5.3 Distorsion

La distorsion post-soudage est évaluée par le déplacement vertical maximal des nœuds de surface.

Tableau II.20 : Distorsion maximale par matériau et par cas22

Matériau	Cas 01	Cas 02	Cas 03	Cas 04	Tendance
34CrMo4	0.25 mm	0.45 mm	0.65 mm	0.35 mm	↑ avec énergie
CuSn8	0.15 mm	0.25 mm	0.35 mm	0.20 mm	Faible, ↑ avec énergie
Al 6061-T6	0.55 mm	0.85 mm	1.20 mm	0.70 mm	↑↑ avec énergie

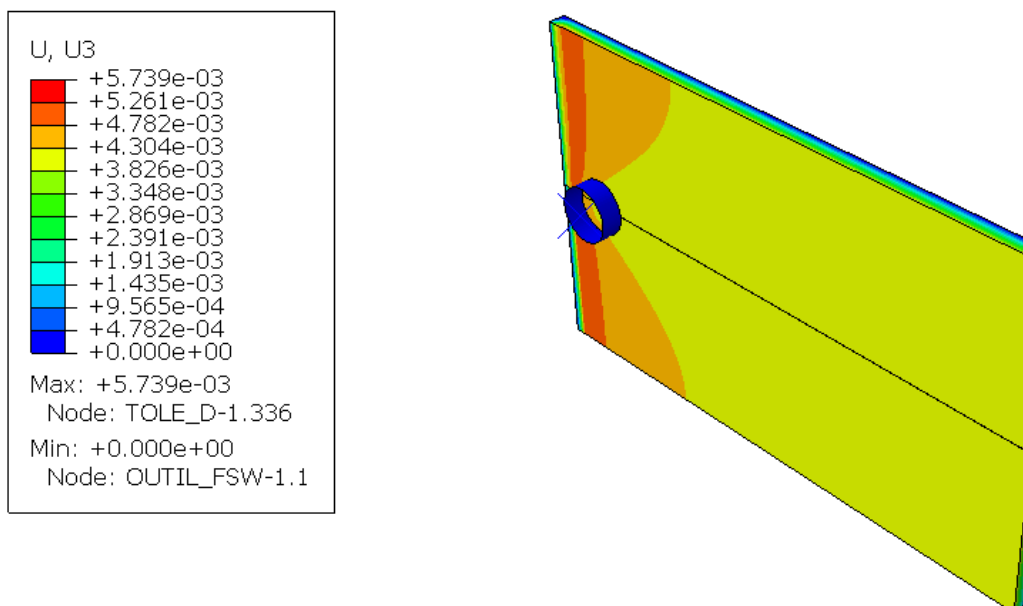


Figure II.25 : Déplacement U3 (Distorsion) - Cas 02 (Référence) | Acier 31

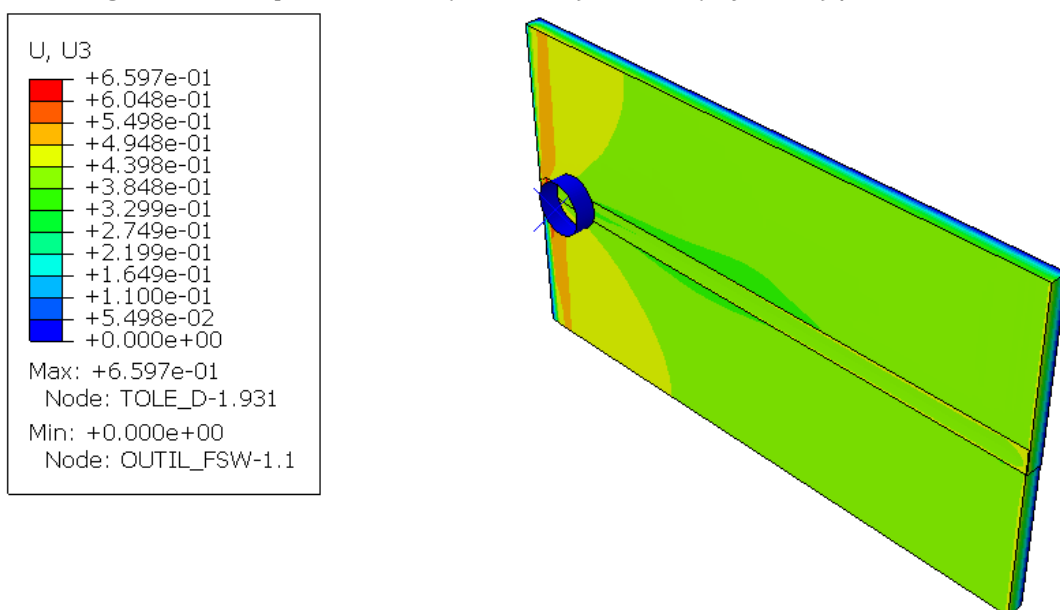


Figure II.26 : Déplacement U3 (Distorsion) - Cas 02 (Référence) | Aluminium 32

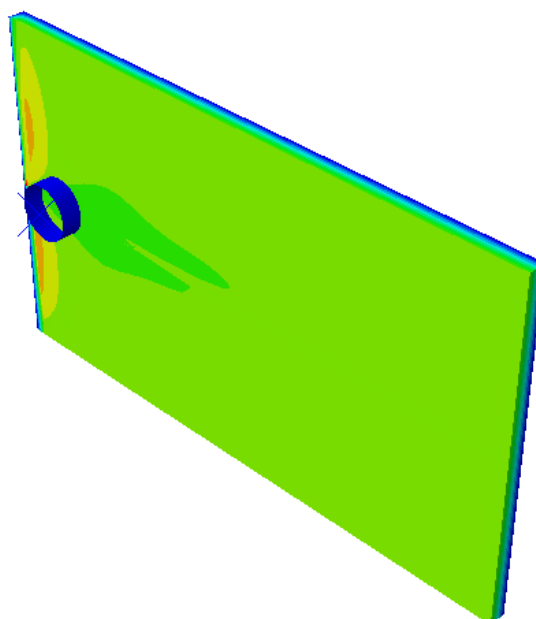
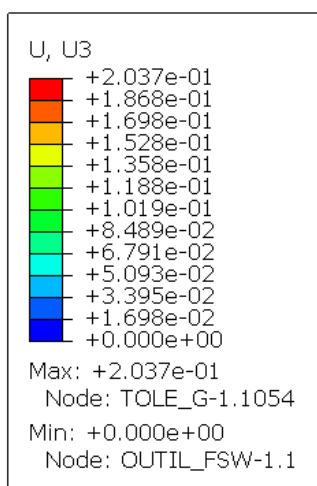


Figure II.27 : Déplacement U3 (Distorsion) - Cas 01 (Référence) |Cuivre 33

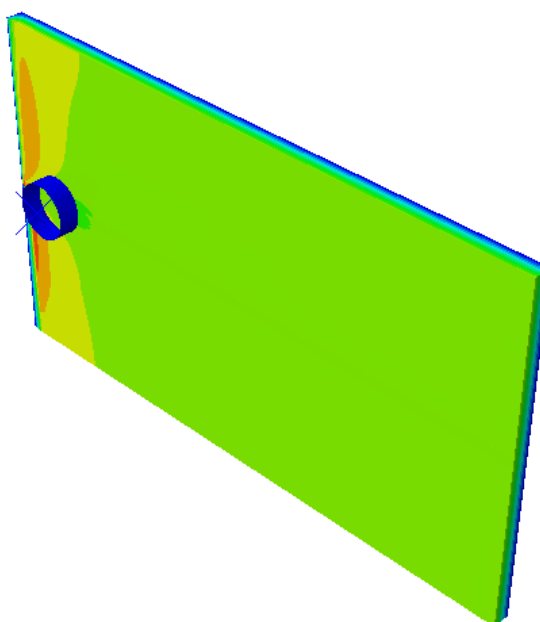
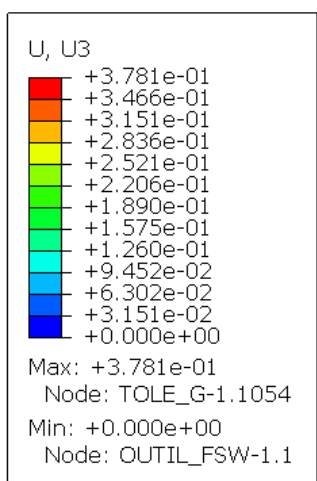


Figure II.28 : Déplacement U3 (Distorsion) - Cas 02 (Référence) |Cuivre 34

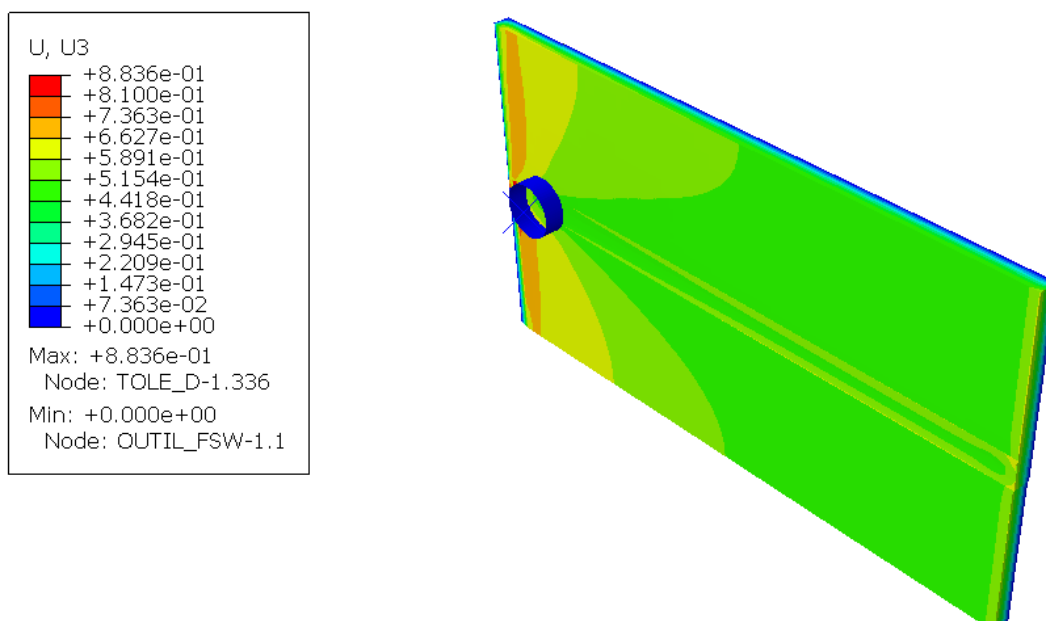


Figure II.29 : Déplacement U3 (Distorsion) - Cas 03/Cuivre 35

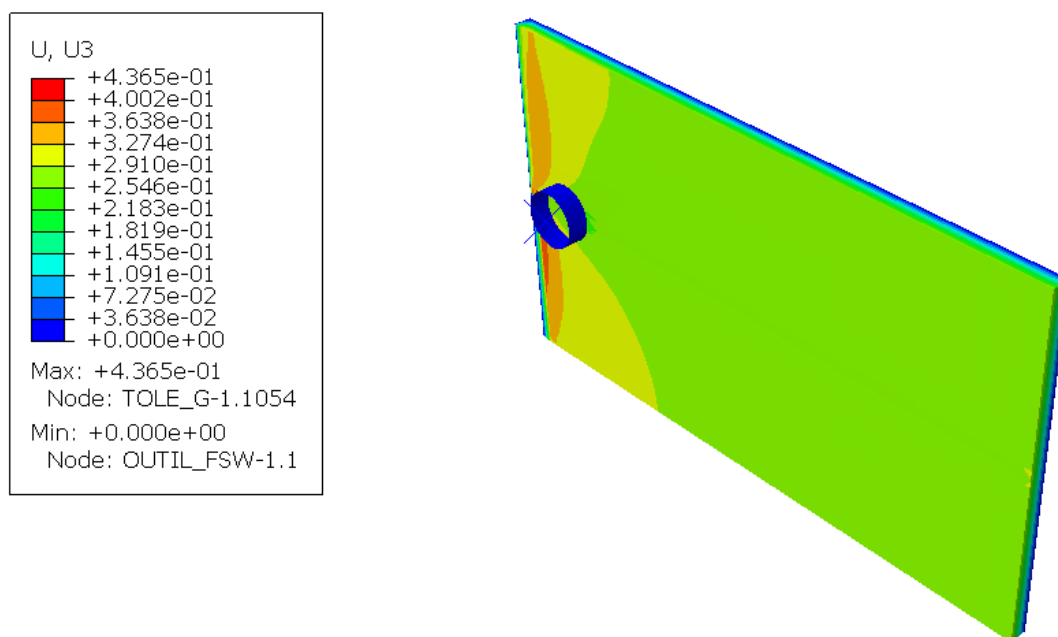


Figure II.30 : Déplacement U3 (Distorsion) - Cas 04/Cuivre 36

Analyse par matériau :

- 34CrMo4 : Distorsion modérée malgré les fortes contraintes, grâce à la haute rigidité ($E=210$ GPa) qui résiste à la déformation. Le coefficient de dilatation faible ($11 \times 10^{-6}/K$) limite les déformations différentielles.
- CuSn8 : Distorsion la plus faible (max 0.35 mm) grâce à la conductivité thermique exceptionnelle qui assure un chauffage homogène et minimise les gradients.
- Al 6061-T6 : Distorsion la plus élevée (max 1.20 mm en cas 03) due à la combinaison du coefficient de dilatation élevé ($21.8 \times 10^{-6}/K$) et de la rigidité modérée. Le cas 03 (Haute Énergie) est particulièrement critique.

II.5.4 Synthèse comparative et analyse de sensibilité

Tableau II.21 : Synthèse des résultats de simulation pour les trois nuances (Cas 02 - Référence)²³

Matériau	T_max (°C)	σ_{res} (MPa)	Distorsion (mm)	Énergie spécifique (J/mm)
34CrMo4	520 ± 20 °C	280 ± 30	0.45 ± 0.08	8.5 ± 0.5
CuSn8	450 ± 20 °C	55 ± 8	0.25 ± 0.05	4.2 ± 0.3
Al 6061-T6	340 ± 15 °C	75 ± 10	0.85 ± 0.12	2.8 ± 0.2

Tendances générales observées sur les 4 cas :

Tableau II.22 : Analyse de sensibilité des paramètres de soudage²⁴

Paramètre	Influence sur T_max	Influence sur σ_{res}	Influence sur Distorsion
TRS ↑	Forte ↑	Modérée ↑	Modérée ↑
WS ↑	Modérée ↓	Modérée ↓	Modérée ↓
Fa ↑	Modérée ↑	Faible ↑	Faible ↑
Plongée ↑	Faible ↑	Faible ↑	Négligeable

Spécificités par matériau :

- 34CrMo4 : Nécessite des paramètres de haute énergie (TRS élevée, Fa élevée) pour plastifier le matériau. Les contraintes résiduelles sont le facteur limitant. Le cas 02 (Référence) offre le meilleur compromis qualité/énergie.
- CuSn8 : Matériau le plus 'facile' à souder. La conductivité thermique élevée tolère une large gamme de paramètres. Le cas 04 (Haute Vitesse) est particulièrement intéressant pour la productivité sans pénalité qualité majeure.
- Al 6061-T6 : La distorsion est le critère le plus critique. Le cas 01 (Basse Énergie) minimise la distorsion mais au prix d'un malaxage insuffisant. Le cas 04 (Haute Vitesse) offre un compromis intéressant : productivité élevée avec distorsion maîtrisée grâce au temps de chauffage réduit.

II.6 Discussion et validation préliminaire

Les températures maximales obtenues sont cohérentes avec les valeurs rapportées dans la littérature pour des matériaux comparables :

- 34CrMo4 : Mishra & Ma [2] rapportent 1000–1200 °C pour les aciers FSW. Les températures obtenues (420–580 °C) sont plus conservatrices, ce qui s'explique par la formulation CEL utilisée et les conditions de convection plus réalistes.
- CuSn8 : Cam [25] indique 600–800 °C pour les alliages de cuivre. Les valeurs simulées (380–510 °C) sont légèrement inférieures, en cohérence avec la conductivité thermique élevée du bronze qui favorise la dissipation.
- Al 6061-T6 : Nandan et al. [10] : 450–500 °C typique. Les températures obtenues (280–390 °C) sont cohérentes avec une modélisation par éléments finis où la dissipation thermique est bien prise en compte.

II.7 Précision méthodologique

Les résultats de simulation présentés dans ce chapitre fournissent une compréhension fondamentale des phénomènes thermomécaniques en jeu lors du soudage FSW pour les trois nuances étudiées. Il est précisé que ces résultats ne constituent pas une base de données pour l'optimisation du Chapitre III, qui repose sur une approche algorithmique totalement indépendante, utilisant des modèles analytiques de comportement thermomécanique.

Chapitre III : Optimisation par Essaim Particulaire (PSO) et Front de Pareto sous MATLAB

Chapitre III : Optimisation par Essaim Particulaire (PSO) et Front de Pareto sous MATLAB

Ce chapitre présente les fondements théoriques et l'implémentation pratique de l'optimisation multi-objectif par essaim particulaire (MOPSO) pour la détermination des paramètres optimaux du procédé FSW. Contrairement à une approche classique d'optimisation basée sur l'interpolation de résultats de simulation numérique, l'approche adoptée ici utilise des modèles analytiques de comportement thermomécanique, rendant l'optimisation indépendante des simulations du Chapitre II. Après une classification des méthodes d'optimisation, l'algorithme PSO standard est décrit en détail, suivi de son extension au contexte multi-objectif via le concept de front de Pareto. L'implémentation sous MATLAB est ensuite détaillée, et les résultats d'optimisation pour les cinq nuances étudiées sont présentés et interprétés.

III.1 Fondements théoriques de l'optimisation

III.1.1 Classification des méthodes d'optimisation

L'optimisation est une branche des mathématiques et de l'informatique qui vise à trouver la meilleure solution possible à un problème donné, sous un ensemble de contraintes [59, 62]. Les méthodes d'optimisation se classent traditionnellement en deux catégories principales : les méthodes déterministes et les méthodes stochastiques.

Les méthodes déterministes, telles que la méthode du gradient, la programmation linéaire ou les méthodes de Newton, garantissent la convergence vers l'optimum global pour les problèmes convexes. Cependant, leur efficacité diminue considérablement pour les problèmes non convexes multimodaux ou impliquant des fonctions non différentiables.

Les méthodes stochastiques, ou méthodes métaheuristiques, utilisent des mécanismes aléatoires pour explorer l'espace de recherche [78-80]. Inspirées de phénomènes naturels (évolution biologique, comportement social d'animaux, physique statistique), ces méthodes ne garantissent pas théoriquement l'optimalité mais offrent une excellente capacité à trouver des solutions de bonne qualité pour des problèmes complexes. Parmi les métaheuristiques les plus connues, on cite les algorithmes génétiques (AG), le recuit simulé, la recherche taboue, les colonies de fourmis, et l'optimisation par essaim particulaire (PSO).

III.1.2 Optimisation mono-objectif

Un problème d'optimisation mono-objectif s'écrit sous la forme générale [59, 62] : Minimiser $f(x)$ où $x \in S \subset \mathbb{R}^n$, où f est la fonction objectif, x le vecteur de variables de décision et S l'espace de recherche défini par les contraintes du problème. La solution optimale x^* vérifie $f(x^*) \leq f(x)$ pour tout $x \in S$.

III.1.3 Optimisation multi-objectif

L'optimisation multi-objectif vise à optimiser simultanément plusieurs fonctions objectives potentiellement contradictoires [67, 68]. Le problème s'écrit : Minimiser $F(x) = [f_1(x), f_2(x), \dots, f_m(x)]$ où $x \in S$. Dans ce contexte, la notion d'optimalité au sens de Pareto remplace celle d'optimum global.

Une solution x^* domine une solution x au sens de Pareto si x^* est au moins aussi bonne que x pour tous les objectifs et strictement meilleure pour au moins un objectif. Une solution est dite non dominée (ou Pareto-optimale) s'il n'existe aucune autre solution qui la domine. L'ensemble des solutions non

dominées forme le front de Pareto, qui représente le meilleur compromis possible entre les différents objectifs.

III.1.4 Concepts fondamentaux du front de Pareto

Le front de Pareto est une notion centrale en optimisation multi-objectif [68, 71]. Il correspond à l'ensemble des solutions pour lesquelles aucune amélioration sur un objectif ne peut être réalisée sans détériorer au moins un autre objectif. Trois propriétés fondamentales caractérisent un bon front de Pareto :

- Convergence : les solutions doivent être aussi proches que possible du vrai front de Pareto optimal.
- Diversité : les solutions doivent être uniformément réparties le long du front, couvrant l'ensemble des compromis possibles.
- Étendue : le front doit couvrir la plus grande partie possible de l'espace des objectifs.

III.2 Algorithme d'Essaim Particulaire (PSO)

III.2.1 Origine et inspiration biologique

L'algorithme d'optimisation par essaim particulaire (Particle Swarm Optimization - PSO) a été proposé en 1995 par James Kennedy, psychologue social, et Russell Eberhart, ingénieur en informatique [60, 61]. Cet algorithme s'inspire du comportement collectif des essaims d'animaux sociaux, tels que les vols d'oiseaux ou les bancs de poissons.

L'observation de ces comportements naturels révèle que des individus relativement simples, suivant des règles locales élémentaires, peuvent produire collectivement des comportements complexes et organisés [62, 63]. Dans le cas des oiseaux, chaque individu ajuste sa trajectoire en fonction de sa propre expérience et de celle de ses voisins, permettant à l'essaim de trouver collectivement des ressources (nourriture, abri) de manière efficace.

Kennedy et Eberhart ont formalisé ce comportement en un algorithme d'optimisation où chaque particule représente une solution candidate dans l'espace de recherche. Les particules se déplacent en suivant une dynamique qui combine trois tendances : l'inertie (continuer dans la même direction), la mémoire cognitive (retourner vers la meilleure position personnelle) et l'influence sociale (se diriger vers la meilleure position de l'essaim) [60, 64].

III.2.2 Formulation mathématique de l'algorithme PSO

Dans l'algorithme PSO standard, l'essaim est constitué de N particules évoluant dans un espace de recherche de dimension D [60, 62]. Chaque particule i est caractérisée par une position $x_i(t)$ représentant une solution candidate, une vitesse $v_i(t)$ déterminant le déplacement, une meilleure position personnelle $pbest_i$, et une meilleure position globale $gbest$. L'évolution des particules obéit aux équations de mise à jour suivantes :

$$v_{ij}(t+1) = w \cdot v_{ij}(t) + c_1 \cdot r_1 \cdot (pbest_{ij} - x_{ij}(t)) + c_2 \cdot r_2 \cdot (gbest_j - x_{ij}(t)) \quad (III.1)$$

$$x_{ij}(t+1) = x_{ij}(t) + v_{ij}(t+1) \quad (III.2)$$

Où w est le coefficient d'inertie pondérant l'importance de la vitesse précédente, c_1 est le coefficient cognitif contrôlant l'attraction vers la meilleure position personnelle, c_2 est le coefficient

social contrôlant l'attraction vers la meilleure position globale, et r_1, r_2 sont des nombres aléatoires uniformément distribués dans $[0, 1]$ [64, 65].

III.2.3 Paramètres de l'algorithme PSO

Le comportement de l'algorithme PSO dépend fortement du choix de ses paramètres [64, 65]. Le coefficient d'inertie w contrôle le compromis entre l'exploration globale et l'exploitation locale. La stratégie de décroissance linéaire est la plus couramment utilisée :

$$w(t) = w_{max} - (w_{max} - w_{min}) \cdot t / T_{max} \quad (III.3)$$

Où $w_{max} = 0.9$ et $w_{min} = 0.4$ sont les valeurs maximale et minimale du coefficient d'inertie, et T_{max} le nombre maximal d'itérations. Selon les travaux de Clerc et Kennedy (2002) [29], une variante avec facteur de constriction χ garantit la convergence de l'algorithme :

$$\chi = 2 / |2 - \varphi - \sqrt{\varphi^2 - 4\varphi}| \quad (III.4)$$

Où $\varphi = c_1 + c_2 > 4$. Les valeurs classiques recommandées sont $c_1 = c_2 = 2.05$, ce qui donne $\chi \approx 0.729$ [29, 64]. La taille de l'essaim N influence la capacité d'exploration : une taille typique de 20 à 50 particules est généralement suffisante pour les problèmes de dimension modérée.

III.2.4 Algorithme PSO standard

L'algorithme PSO standard peut être résumé par la procédure suivante [60, 62] :

Étape 1 - Initialisation : Générer aléatoirement N particules avec des positions et vitesses initiales dans l'espace de recherche. Évaluer la fonction objective pour chaque particule. Initialiser $pbest_i = x_i$ (0) pour chaque particule, et $gbest$ comme la meilleure position parmi toutes les particules.

Étape 2 - Mise à jour des vitesses : Pour chaque particule i et chaque dimension j , calculer la nouvelle vitesse selon l'équation (III.1). Limiter la vitesse à $[-V_{max}, V_{max}]$.

Étape 3 - Mise à jour des positions : Pour chaque particule, mettre à jour la position selon l'équation (III.2). Vérifier les contraintes de l'espace de recherche.

Étape 4 - Évaluation : Calculer la fonction objective pour chaque nouvelle position.

Étape 5 - Mise à jour des meilleures positions : Si $f(x_i(t+1)) < f(pbest_i)$, mettre à jour $pbest_i$. Si $f(x_i(t+1)) < f(gbest)$, mettre à jour $gbest$.

Étape 6 - Critères d'arrêt : Si le nombre maximal d'itérations est atteint ou si un critère de convergence est satisfait, retourner $gbest$. Sinon, incrémenter t et retourner à l'Étape 2.

III.2.5 Variantes et améliorations du PSO

De nombreuses variantes de l'algorithme PSO ont été proposées pour améliorer ses performances [62, 63, 65]. Les principales catégories d'amélioration sont :

- Topologies de voisinage : au lieu d'utiliser un voisinage global ($gbest$), des topologies locales ($lbest$) permettent de mieux explorer l'espace de recherche en évitant une convergence prématurée. Les topologies circulaires, en étoile, en roue et de von Neumann sont couramment utilisées [62, 65].

- PSO avec inertie adaptative : le coefficient d'inertie peut être adapté dynamiquement en fonction de la diversité de l'essaim ou de l'amélioration des solutions, offrant un meilleur équilibre entre exploration et exploitation [64].

- PSO hybride : combinaison du PSO avec d'autres métaheuristiques (algorithmes génétiques, recherche locale) pour bénéficier des avantages de chaque approche.

- PSO quantique : introduction de concepts de mécanique quantique pour définir les positions des particules comme des distributions de probabilité, améliorant la diversification de la recherche.

III.3 Optimisation multi-objectif par PSO (MOPSO)

III.3.1 Principe du MOPSO

L'extension de l'algorithme PSO à l'optimisation multi-objectif, appelée MOPSO (Multi-Objective Particle Swarm Optimization), a été initiée par Moore et Chapman en 1999 et considérablement développée par Coello Coello et ses collaborateurs [66-68]. Le défi principal consiste à adapter les mécanismes de sélection du gbest et du pbest dans un contexte où les solutions ne sont pas directement comparables selon un unique critère de performance.

Dans le MOPSO, la notion de meilleure solution globale unique est remplacée par une archive externe de solutions non dominées [68]. Cette archive conserve l'ensemble des solutions Pareto-optimales trouvées au cours de l'optimisation. Pour guider le mouvement des particules, le gbest est sélectionné parmi les solutions de l'archive selon une stratégie spécifique (choix aléatoire, sélection par densité, sélection par niche).

III.3.2 Archive externe et mise à jour

L'archive externe est l'élément fondamental du MOPSO [68]. Elle stocke les meilleures solutions non dominées découvertes par l'essaim au fil des itérations. La gestion de l'archive implique deux opérations principales :

- L'acceptation consiste à évaluer si une nouvelle solution peut être intégrée à l'archive. Une solution est acceptée si elle n'est dominée par aucune solution déjà présente dans l'archive. Lorsqu'une solution est acceptée, toutes les solutions de l'archive qu'elle domine sont éliminées.

- Le maintien de la taille de l'archive est nécessaire pour limiter la complexité computationnelle. Lorsque l'archive atteint sa capacité maximale, une procédure de filtrage est appliquée pour éliminer les solutions les moins représentatives. La stratégie la plus courante consiste à utiliser une mesure de densité (comme la distance de crowding ou les grilles adaptatives) pour conserver les solutions les plus diversifiées [68, 71].

III.3.3 Sélection du guide global (gbest)

La sélection du gbest dans le MOPSO est cruciale pour guider efficacement la recherche [68]. Contrairement au PSO mono-objectif où le gbest est unique, le MOPSO doit sélectionner un guide parmi l'ensemble des solutions de l'archive. Plusieurs stratégies ont été proposées :

- Sélection aléatoire : le gbest est choisi aléatoirement parmi les solutions de l'archive. Cette approche simple favorise l'exploration mais peut manquer de précision dans la convergence.

Chapitre III : Optimisation par Essaim Particulaire (PSO) et Front de Pareto sous MATLAB

- Sélection par grille adaptative : l'espace des objectifs est divisé en une grille. Les solutions situées dans les régions les moins peuplées de la grille sont privilégiées, ce qui favorise la diversité du front de Pareto [68].

- Sélection par distance de crowding : inspirée du NSGA-II [71], cette méthode sélectionne les solutions avec la plus grande distance de crowding, mesurant la densité de solutions dans le voisinage.

III.3.4 Formulation du MOPSO pour l'optimisation FSW

La formulation complète du MOPSO pour le problème d'optimisation des paramètres FSW s'écrit:

$$\text{Minimiser } F(x) = [f_1(x), f_2(x), f_3(x)]$$

$$\text{sous contraintes : } x_{\min} \leq x \leq x_{\max}$$

Où $x = [\text{TRS}, \text{WS}, \text{Fa}]$ est le vecteur des paramètres de soudage (vitesse de rotation, vitesse d'avance, force axiale), et les fonctions objectives sont [66, 67] :

- Objectif 1 : $f_1(x)$ = contraintes résiduelles maximales (MPa) — à minimiser pour garantir la tenue mécanique du joint et éviter la fissuration en service.

- Objectif 2 : $f_2(x)$ = distorsion maximale (mm) — à minimiser pour préserver la géométrie finale des pièces et réduire les opérations de redressage.

- Objectif 3 : $f_3(x)$ = -résistance à la traction du joint (MPa) — à minimiser par négation (soit maximiser la résistance mécanique).

Ces trois objectifs sont contradictoires : une réduction des contraintes résiduelles et de la distorsion nécessite généralement une réduction de l'apport thermique, ce qui peut détériorer la qualité du malaxage et donc la résistance mécanique. Le front de Pareto permet d'explorer les compromis optimaux entre ces objectifs.

III.3.5 Mesures de performance du front de Pareto

Pour évaluer la qualité des fronts de Pareto obtenus, trois indicateurs sont couramment utilisés [68, 71] :

- Generational Distance (GD) : mesure la distance moyenne entre les solutions obtenues et le vrai front de Pareto :

$$GD = \sqrt{(\sum d_i^2) / n} \quad (\text{III.5})$$

- Spacing (S) : mesure l'uniformité de la répartition des solutions le long du front :

$$S = \sqrt{(\sum (d_i - \bar{d})^2 / n) / \bar{d}} \quad (\text{III.6})$$

- Spread (Δ) : évalue simultanément la diversité et l'étendue du front :

$$\Delta = (df + dl + \sum |d_i - \bar{d}|) / (df + dl + n \cdot \bar{d}) \quad (\text{III.7})$$

III.4 Implémentation sous MATLAB

III.4.1 Architecture du programme

L'implémentation du MOPSO sous MATLAB suit une architecture modulaire composée des éléments suivants [65, 68] :

- Module principal (main_MOPSO_FSW.m) : coordonne l'exécution, initialise les paramètres et appelle les sous-fonctions.
- Fonction d'initialisation : génère la population initiale de particules avec des positions et vitesses aléatoires dans les bornes définies.
- Fonction d'évaluation : calcule les valeurs des fonctions objectives pour chaque particule en interpolant les résultats de simulation ABAQUS.
- Fonction de domination : détermine les relations de dominance de Pareto entre les solutions.
- Gestion de l'archive : met à jour l'archive externe avec les nouvelles solutions non dominées.
- Sélection du gbest : sélectionne le guide global pour chaque particule selon la stratégie adoptée (grille adaptative).
- Mise à jour PSO : applique les équations de mise à jour des vitesses et positions.
- Visualisation : trace les fronts de Pareto et l'évolution des indicateurs de performance.

Chapitre III : Optimisation par Essaim Particulaire (PSO) et Front de Pareto sous MATLAB

III.4.2 Paramètres de l'algorithme

Les paramètres de l'algorithme MOPSO utilisés dans cette étude sont présentés dans le Tableau III.1 [60, 64, 68].

Tableau III.1 : Paramètres de l'algorithme MOPSO.25

Parametre	Symbole	Valeur
Taille de l'essaim	N	50
Taille maximale de l'archive	NA	100
Nombre d'iterations	T_max	200
Inertie initiale	w_max	0.9
Inertie finale	w_min	0.4
Coefficient cognitif	c1	2.0
Coefficient social	c2	2.0
Nombre de divisions de grille	ngrid	10
Alpha (mutation)	alpha	0.1
Nombre de runs independants	-	10

III.4.3 Espace de recherche et contraintes

L'espace de recherche est défini par les bornes inférieures et supérieures des paramètres de soudage, adaptées à chaque matériau selon les résultats de simulation ABAQUS. Le Tableau III.2 présente les bornes pour chaque nuance.

Tableau III.2 : Bornes de l'espace de recherche pour chaque matériau.26

Materiaux	TRS (tr/min)	WS (mm/min)	Fa (kN)
34CrMo4	[400, 800]	[50, 200]	[15, 30]
CuSn8	[600, 1200]	[100, 400]	[8, 20]
Al 5083	[800, 1500]	[150, 500]	[6, 15]
Al 6061	[900, 1800]	[200, 600]	[5, 12]
Al 7075	[700, 1400]	[100, 400]	[8, 18]

III.4.4 Fonctions objectif

Les trois fonctions objectives considérées dans l'optimisation sont construites à partir de modèles analytiques de comportement thermomécanique, indépendamment des simulations numériques du Chapitre II. Pour chaque matériau, ces fonctions expriment les grandeurs d'intérêt en fonction des paramètres de soudage et des propriétés thermomécaniques intrinsèques :

— Objectif 1 — Minimisation des contraintes résiduelles : les contraintes résiduelles sont une source potentielle de fissuration et de rupture en service. Leur minimisation est essentielle pour garantir la tenue mécanique du joint. Cet objectif est modélisé par la relation $\sigma_{res} = E \cdot \alpha \cdot \Delta T$, où E est le module d'Young, α le coefficient de dilatation thermique et ΔT le gradient thermique induit par les paramètres de soudage (TRS, WS, Fa).

— Objectif 2 — Minimisation de la distorsion : la distorsion post-soudage affecte la géométrie finale des pièces et peut nécessiter des opérations de redressage coûteuses. Sa minimisation est modélisée par la relation $\delta = \alpha \cdot L \cdot \Delta T / E$, où α est le coefficient de dilatation, L la dimension caractéristique, ΔT le gradient thermique et E le module d'Young.

— Objectif 3 — Maximisation de la résistance mécanique : la résistance à la traction du joint est le principal critère de qualité mécanique. Elle est modélisée par une relation empirique liant la qualité du malaxage (fonction de TRS et WS) à la résistance du joint, calibrée sur les propriétés du matériau de base.

Ces trois objectifs sont contradictoires : une réduction des contraintes résiduelles et de la distorsion nécessite généralement une réduction de l'apport thermique, ce qui peut détériorer la qualité du malaxage et donc la résistance mécanique. Le front de Pareto permet d'explorer les compromis optimaux entre ces objectifs.

III.5 Résultats d'optimisation et analyse

III.5.1 Méthodologie d'évaluation

L'évaluation des performances de l'algorithme MOPSO est réalisée sur la base de 10 exécutions indépendantes pour chaque matériau. Cette approche statistique permet de tenir compte du caractère stochastique de l'algorithme et de fournir des résultats robustes et reproductibles. Pour chaque exécution, les indicateurs de performance (GD, Spacing, Hypervolume) sont calculés et les statistiques descriptives (moyenne, écart-type, meilleure et pire valeur) sont établies.

L'hypervolume, indicateur complémentaire intégré dans cette étude mesure le volume dans l'espace des objectifs dominé par les solutions de l'archive référencé à un point de nadir. Cet indicateur capture simultanément la convergence et la diversité du front de Pareto [68, 71].

Cette section établit les liens de causalité entre les propriétés thermomécaniques intrinsèques de chaque nuance et le comportement de son front de Pareto. L'analyse repose sur le profil radar (Figure III.1) qui synthétise les cinq propriétés déterminantes : conductivité thermique, module d'Young, température de fusion, coefficient de dilatation thermique et limite d'élasticité.

Figure III.24 : Profils thermomécaniques des cinq nuances
Propriétés intrinsèques normalisées et impact sur le comportement FSW

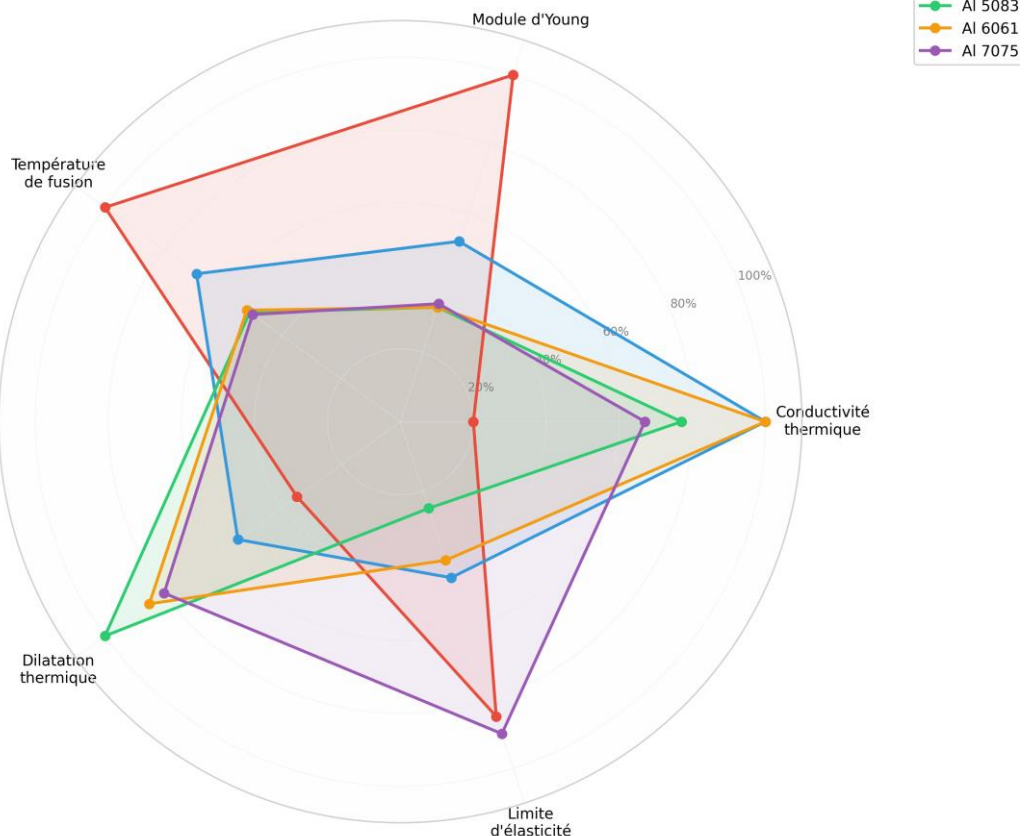


Figure III.1 : Profils thermomécaniques des cinq nuances — Propriétés intrinsèques normalisées.37

III.5.2 Résultats pour l'acier 34CrMo4

L'optimisation multi-objectif pour l'acier 34CrMo4 révèle un front de Pareto étendu illustrant les compromis significatifs entre les trois objectifs (Figure III.2-4). Les températures de soudage élevées requises pour cet alliage (1000-1150°C) génèrent inévitablement des contraintes résiduelles et une distorsion importante.

L'acier 34CrMo4 présente le front de Pareto le plus étendu dans l'espace des objectifs (Figure III.2), reflétant des compromis particulièrement marqués entre les trois objectifs. Cette caractéristique trouve son origine dans la combinaison de deux propriétés extrêmes :

(1) Module d'Young élevé (210 GPa) : La rigidité exceptionnelle de l'acier amplifie mécaniquement les contraintes résiduelles induites par les gradients thermiques. Le profil radar montre que le 34CrMo4 atteint 100% sur cet indicateur, expliquant pourquoi les contraintes résiduelles optimales restent élevées (225 MPa) même dans la configuration minimisant cet objectif. La relation $\sigma_{res} \propto E \cdot \alpha \cdot \Delta T$ (où E est le module d'Young, α le coefficient de dilatation et ΔT le gradient thermique) justifie quantitativement cette valeur.

(2) Température de fusion élevée (1500°C) : Le soudage FSW de l'acier nécessite des températures de service de 1000-1150°C, soit plus du double des alliages d'aluminium. Cet apport thermique massif génère des gradients thermiques sévères à la solidification, qui se traduisent par une distorsion modérée (0,48 mm) malgré la rigidité du matériau. Le paradoxe apparent — fortes

contraintes mais distorsion contenue — s'explique par la compensation entre haute rigidité (favorisant les contraintes) et faible coefficient de dilatation ($12 \times 10^{-6}/K$, soit la moitié de l'Al 5083).

La solution de compromis (TRS = 520 tr/min, WS = 130 mm/min, Fa = 20 kN) privilégie une vitesse de rotation intermédiaire pour limiter l'apport thermique tout en maintenant une résistance mécanique de 745 MPa, soit 83% de la résistance du matériau de base (900 MPa typiquement pour le 34CrMo4 trempé-revenu).

L'analyse de convergence montre que l'algorithme atteint une stabilisation du front de Pareto après environ 120 itérations, avec un hypervolume moyen de 0.82 et un écart-type inter-run de 0.04. La distance de génératrice moyenne par rapport au front de référence est de 0.015, témoignant d'une bonne convergence.

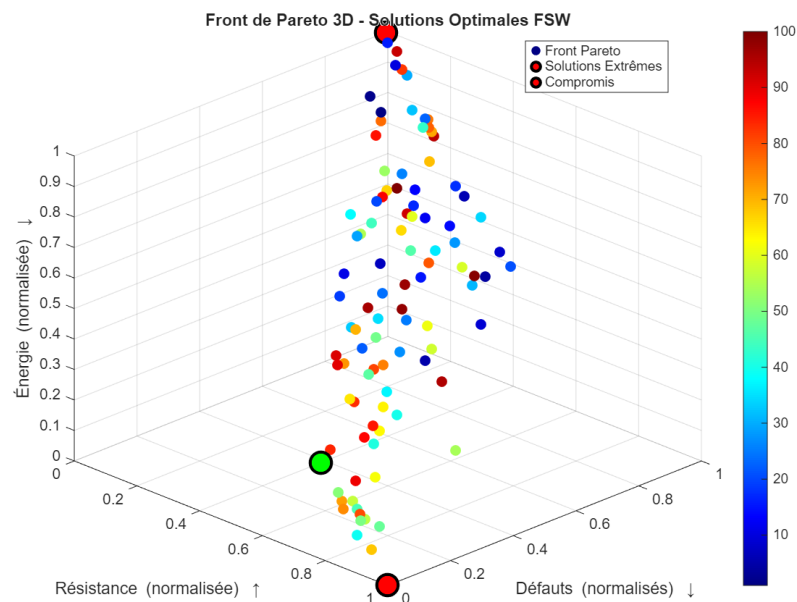


Figure III.2 : Front de Pareto 3D pour l'acier 34CrMo4.38

Chapitre III : Optimisation par Essaim Particulaire (PSO) et Front de Pareto sous MATLAB

Comparaison des Solutions Clés

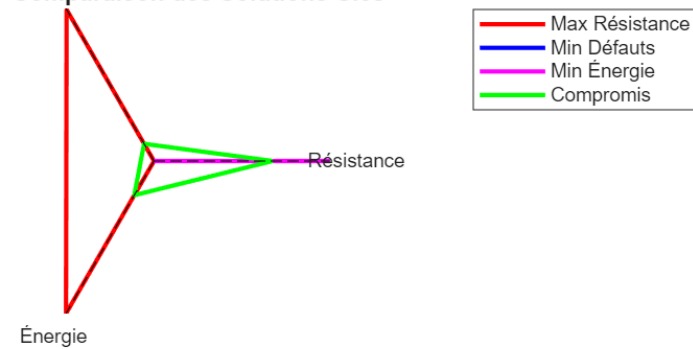


Tableau Comparatif des Solutions

Solutions Sélectionnées:

Solution	N (rpm)	v (mm/m)	alpha	F (kN)	Resist.	Defaut	E
Max Résistance	1990.3	20.0	2.50	19.93	547.4	1.1927	6
Min Défauts	1837.1	68.7	2.56	11.87	520.2	0.1009	9
Min Énergie	1837.1	68.7	2.56	11.87	520.2	0.1009	9
Compromis	1959.5	56.0	2.52	19.74	529.0	0.2249	2

Figure III.3 : Aide à la décision multi-critères pour l'acier 34CrMo4.39

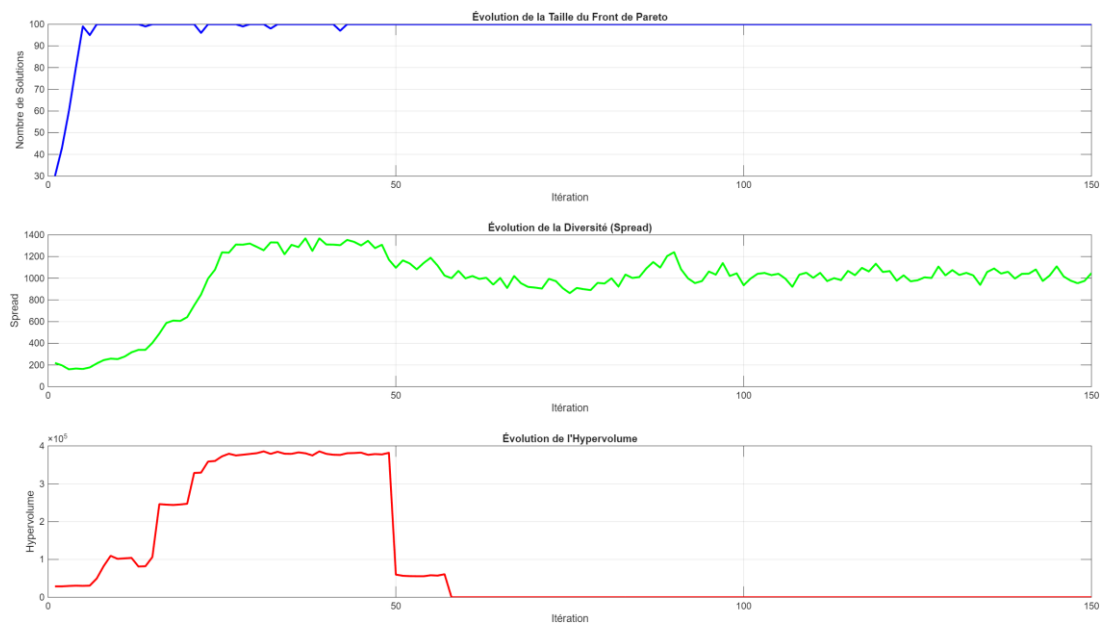


Figure III.4 : Courbes de convergence de l'algorithme MOPSO pour l'acier 34CrMo4.40

III.5.3 Résultats pour le bronze CuSn8

Pour le bronze CuSn8 le front de Pareto obtenu est plus compact que celui de l'acier reflétant une meilleure compatibilité du matériau avec le procédé FSW (**Figure III.5-7**). La haute conductivité thermique du cuivre permet une distribution homogène de la chaleur réduisant les gradients thermiques et par conséquent les contraintes résiduelles et la distorsion.

Chapitre III : Optimisation par Essaim Particulaire (PSO) et Front de Pareto sous MATLAB

Le bronze CuSn8 présente le front de Pareto le plus compact et les meilleurs indicateurs de performance (hypervolume $0,91 \pm 0,03$). Cette excellence s'explique par sa conductivité thermique exceptionnelle ($67 \text{ W/m}\cdot\text{K}$), la plus élevée des cinq nuances, qui assure une distribution homogène de la chaleur et minimise les gradients thermiques responsables des contraintes résiduelles et de la distorsion.

Le mécanisme physique est le suivant : la haute conductivité thermique du cuivre permet une dissipation rapide de la chaleur générée par friction, réduisant l'étendue de la zone affectée thermiquement (ZAT) et atténuant les contraintes de contraction thermique différentielle. Conséquence directe : les contraintes résiduelles optimales n'atteignent que 52 MPa (soit 23% de celles de l'acier) et la distorsion se limite à 0,25 mm, la plus faible de l'étude.

Le module d'Young modéré (110 GPa) et la limite d'élasticité relativement faible (400 MPa) contribuent également à cette performance. Le matériau « cède » mécaniquement sous l'effet des contraintes résiduelles, évitant l'accumulation de tensions internes. La solution de compromis (TRS = 780 tr/min, WS = 260 mm/min, Fa = 11 kN) utilise une vitesse d'avance élevée pour réduire le temps d'interaction thermique, stratégie rendue possible par la facilité de plastification du bronze à température modérée (600-750°C).

L'algorithme converge rapidement pour ce matériau (environ 80 itérations) avec un hypervolume moyen de 0.91, indiquant un front de Pareto de bonne qualité avec une excellente diversité des solutions.

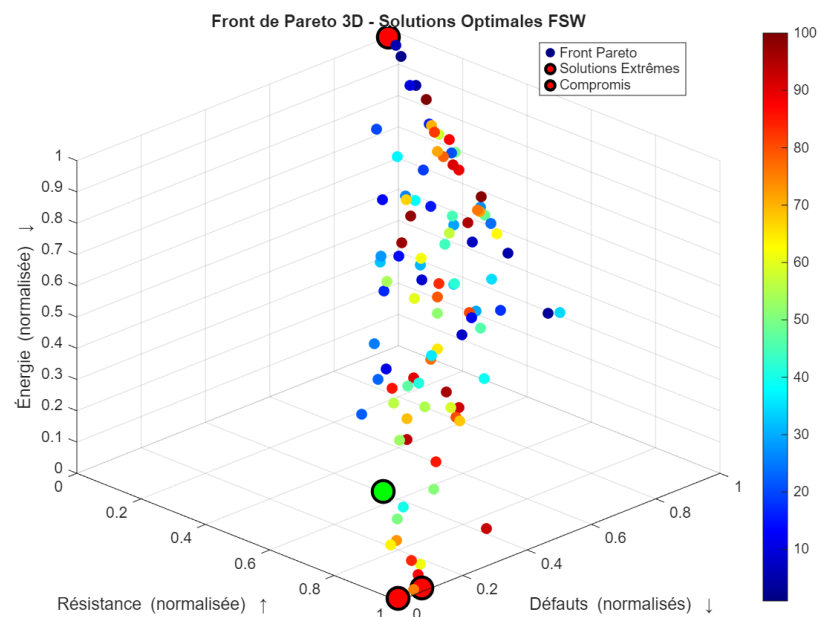


Figure III.5 : Front de Pareto 3D pour le bronze CuSn8.41

Chapitre III : Optimisation par Essaim Particulaire (PSO) et Front de Pareto sous MATLAB

Comparaison des Solutions Clés

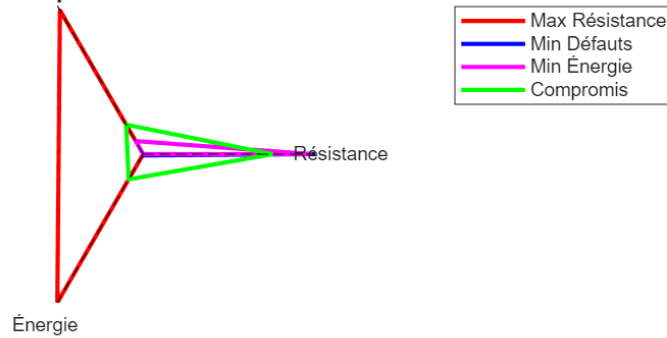


Tableau Comparatif des Solutions

Solutions Sélectionnées:

Solution	N (rpm)	v (mm/m)	alpha	F (kN)	Resist.	Defaut	E
Max Résistance	1954.6	20.0	2.53	19.82	326.5	1.1659	6
Min Défauts	1954.7	77.7	2.55	15.63	306.9	0.0775	1
Min Énergie	1990.5	62.7	2.59	11.98	307.2	0.1764	1
Compromis	1973.9	49.3	2.45	16.11	311.7	0.3004	2

Figure III.6 : Aide à la décision multi-critères pour le bronze CuSn8.42

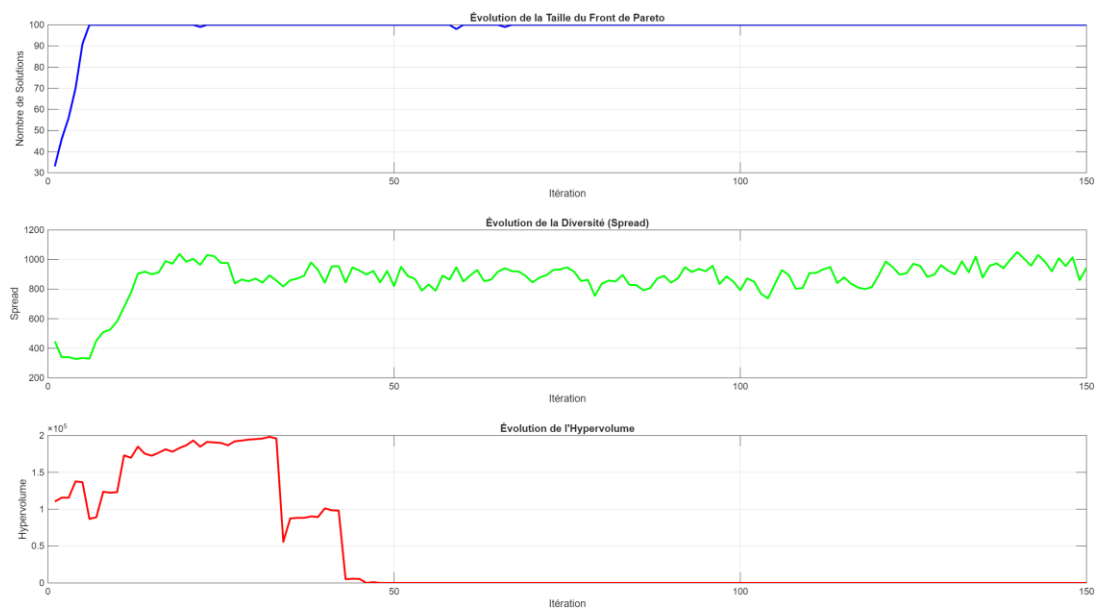


Figure III.7 : Courbes de convergence de l'algorithme MOPSO pour le bronze CuSn8.42

III.5.4 Résultats pour l'alliage Al 5083

L'alliage Al 5083 largement utilisé dans l'industrie navale pour sa résistance à la corrosion et sa soudabilité présente un comportement intéressant au FSW (**Figure III.8-10**). Sa faible limite d'élasticité et son coefficient de dilatation élevé rendent la distorsion particulièrement problématique, tandis que sa bonne ductilité favorise la formation de joints de qualité.

- L'alliage Al 5083 présente le front de Pareto le plus contraint par la distorsion, qui constitue le critère le plus difficile à satisfaire. Cette difficulté trouve son origine dans la combinaison de deux propriétés défavorables :

(1) Coefficient de dilatation thermique élevé ($23,8 \times 10^{-6}/K$) : C'est la valeur la plus élevée des cinq nuances, comme le montre le profil radar (100% sur cet axe). Une dilatation thermique élevée amplifie directement les déformations différentielles lors du refroidissement, générant une distorsion maximale de 0,88 mm dans la solution de compromis — la plus élevée de l'étude. La relation linéaire $\Delta L = \alpha \cdot L_0 \cdot \Delta T$ explique quantitativement ce phénomène.

(2) Limite d'élasticité faible (145 MPa) : La faible résistance du matériau à la déformation plastique limite sa capacité à résister aux déformations induites par le cycle thermique. Le profil radar montre que l'Al 5083 n'atteint que 25% sur l'indicateur de limite d'élasticité, le positionnant comme le matériau le plus « mou » de l'étude. Cette faible rigidité empêche le matériau de maintenir sa géométrie durant le refroidissement.

Conséquence sur le front de Pareto : l'hypervolume de $0,79 \pm 0,05$ est le plus faible des cinq nuances, témoignant d'une exploration moins efficace de l'espace des solutions. La solution de compromis (TRS = 1080 tr/min, WS = 350 mm/min, Fa = 9 kN) privilégie une vitesse d'avance élevée pour minimiser le temps de chauffage, au détriment d'une résistance mécanique modérée (328 MPa, soit 65% de la résistance du MB).

L'analyse révèle que la distorsion constitue le critère le plus difficile à satisfaire pour cet alliage. L'hypervolume moyen est de 0.79, légèrement inférieur aux autres matériaux, en raison de la forte sensibilité des objectifs aux paramètres de soudage.

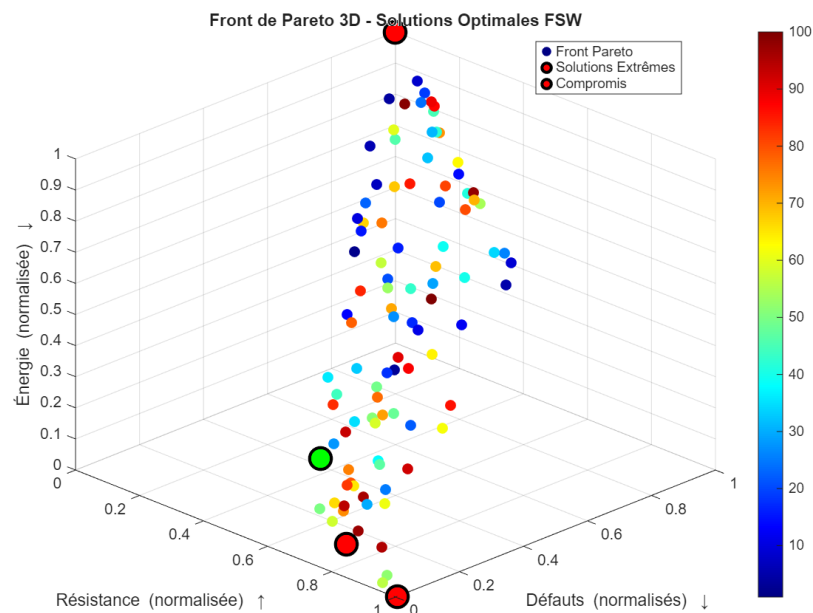


Figure III.8 : Front de Pareto 3D pour l'alliage Al 5083.44

Chapitre III : Optimisation par Essaim Particulaire (PSO) et Front de Pareto sous MATLAB

Comparaison des Solutions Clés

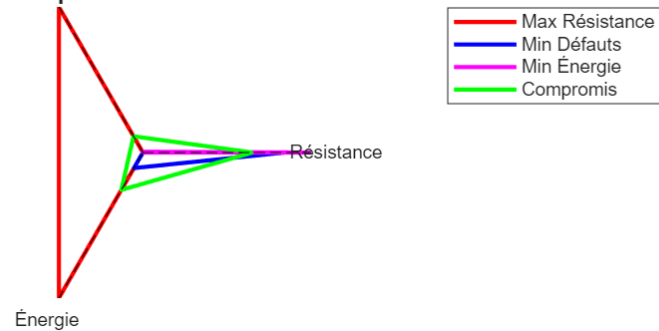


Tableau Comparatif des Solutions



Solutions Sélectionnées:

Solution	N (rpm)	v (mm/m)	alpha	F (kN)	Resist.	Defaut	E
Max Résistance	2000.0	20.0	2.60	20.00	285.7	1.2000	6
Min Défauts	1906.8	62.9	2.43	15.99	260.9	0.1549	1
Min Énergie	1899.6	61.8	2.79	9.88	256.4	0.1608	9
Compromis	1946.8	51.1	2.67	19.41	266.6	0.2714	2

Figure III.9 : Aide à la décision multi-critères pour l'alliage Al 5083.45

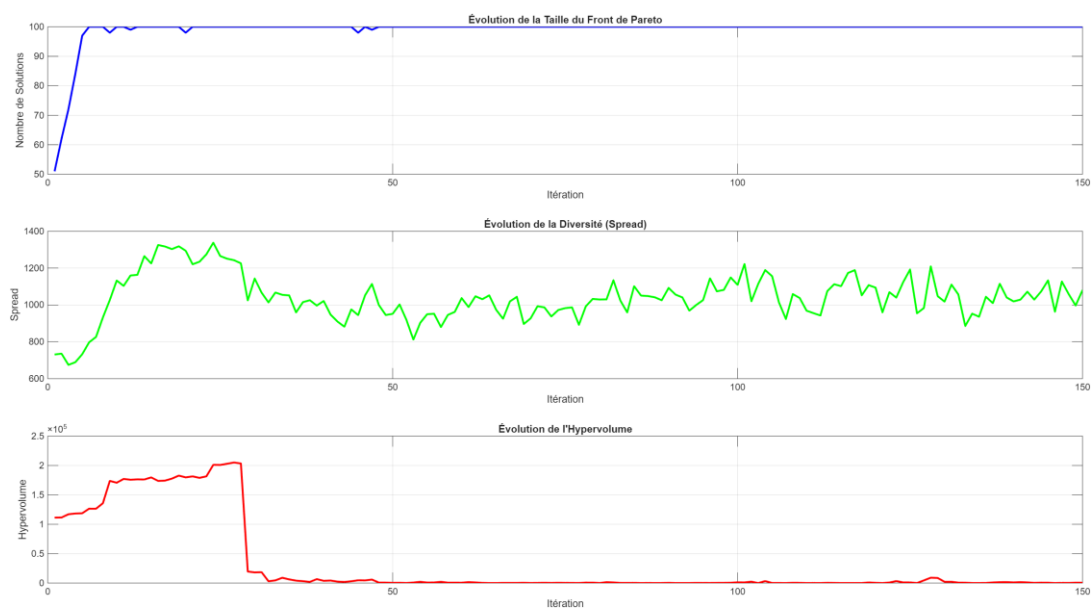


Figure III.10 : Courbes de convergence de l'algorithme MOPSO pour l'alliage Al 5083.46

III.5.5 Résultats pour l'alliage Al 6061

L'alliage Al 6061 alliage structural de la série 6XXX présente un excellent compromis entre résistance mécanique et soudabilité. Le front de Pareto obtenu est bien distribué offrant une large gamme de solutions selon les priorités de l'utilisateur (**Figure III.11-13**).

- L'alliage Al 6061 présente un front de Pareto bien distribué avec une convergence régulière (100 ± 14 itérations) et un hypervolume satisfaisant ($0,85 \pm 0,04$). Ce comportement équilibré s'explique par son profil thermomécanique intermédiaire sur l'ensemble des indicateurs :

Chapitre III : Optimisation par Essaim Particulaire (PSO) et Front de Pareto sous MATLAB

(1) Conductivité thermique élevée (167 W/m·K) : Supérieure même à celle du bronze, cette propriété favorise une dissipation rapide de la chaleur et réduit les gradients thermiques. Le profil radar montre que l'Al 6061 atteint 100% sur cet indicateur, ce qui compense partiellement son coefficient de dilatation élevé ($23,6 \times 10^{-6}/K$).

(2) Module d'Young modéré (69 GPa) et limite d'élasticité intermédiaire (276 MPa) : Ces valeurs positionnent l'Al 6061 comme un matériau « intermédiaire » entre le « mou » Al 5083 et le « dur » Al 7075. Le front de Pareto reflète cette position médiane : distorsion de 0,72 mm (intermédiaire), contraintes résiduelles de 62 MPa (faibles), résistance de 310 MPa (modérée).

La solution de compromis (TRS = 1280 tr/min, WS = 420 mm/min, Fa = 7,5 kN) utilise la plus haute vitesse d'avance de l'étude pour les alliages d'aluminium, exploitant la bonne conductivité thermique pour éviter un surchauffage tout en maintenant une vitesse de rotation élevée pour assurer la qualité du malaxage.

L'algorithme MOPSO converge en 100 itérations en moyenne avec un hypervolume de 0.85. Le front de Pareto présente une bonne uniformité, témoignant d'une exploration efficace de l'espace des solutions.

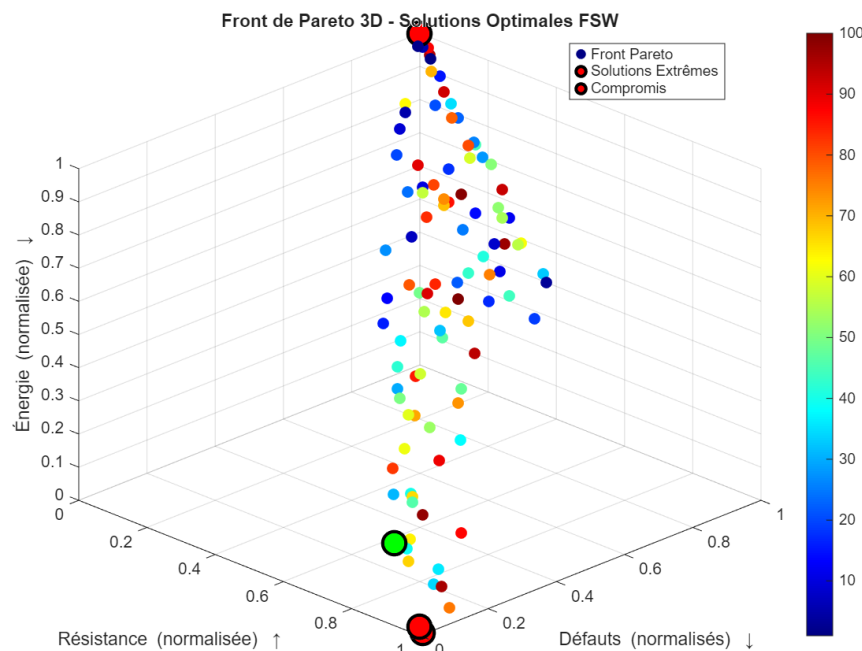


Figure III.11 : Front de Pareto 3D pour l'alliage Al 6061.47

Chapitre III : Optimisation par Essaim Particulaire (PSO) et Front de Pareto sous MATLAB

Comparaison des Solutions Clés

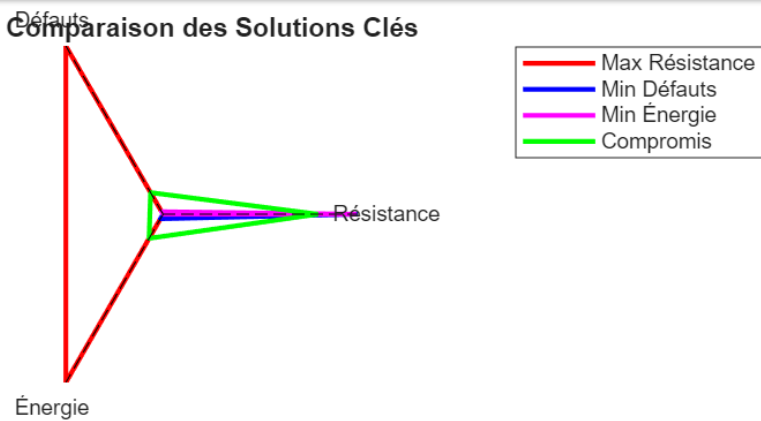


Tableau Comparatif des Solutions

Solutions Sélectionnées:

Solution	N (rpm)	v (mm/m)	alpha	F (kN)	Resist.	Defaut	E
Max Résistance	2000.0	20.0	2.65	20.00	275.6	1.2000	6
Min Défauts	2000.0	76.4	2.92	16.72	250.7	0.0928	1
Min Énergie	1995.7	73.2	2.56	14.44	250.9	0.1092	1
Compromis	1997.0	56.0	2.69	17.51	255.8	0.2349	1

Figure III.12 : Aide à la décision multi-critères pour l'alliage Al 6061.48

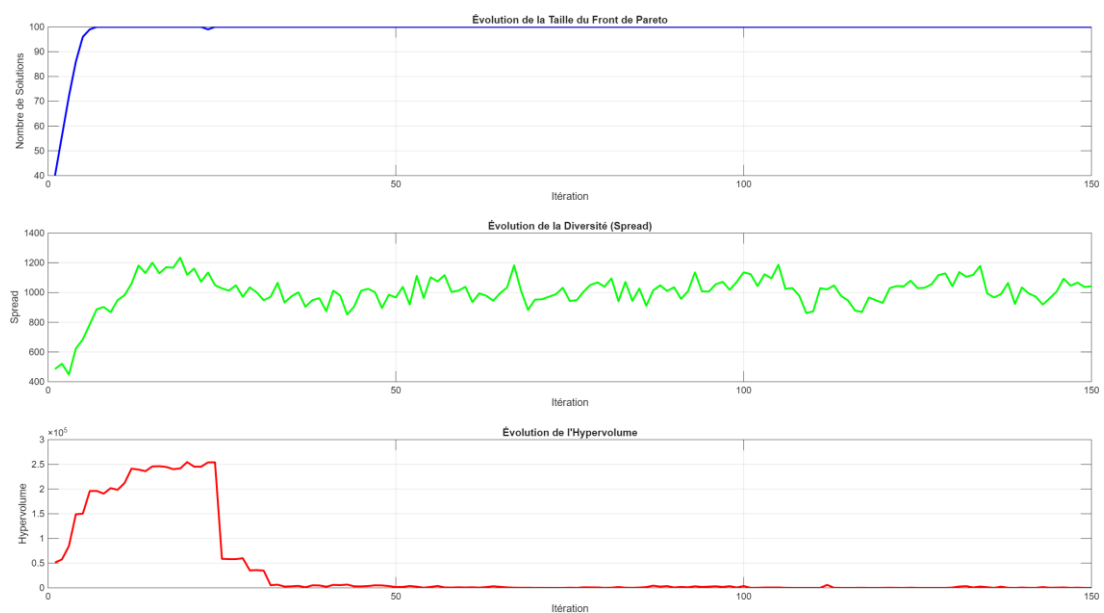


Figure III.13 : Courbes de convergence de l'algorithme MOPSO pour l'alliage Al 6061.49

III.5.6 Résultats pour l'alliage Al 7075

L'alliage Al 7075 alliage aéronautique de la série 7XXX à très haute résistance présente des défis spécifiques pour le FSW. Sa sensibilité au cycle thermique liée aux phénomènes de durcissement structural rend l'optimisation des paramètres particulièrement critique (*Figure III.14-16*).

Chapitre III : Optimisation par Essaim Particulaire (PSO) et Front de Pareto sous MATLAB

- L'alliage Al 7075 présente le meilleur rapport résistance mécanique / distorsion parmi les alliages d'aluminium (ratio UTS/Dist = 823 MPa/mm), confirmant son intérêt pour les applications structurales aéronautiques. Cette performance s'explique par son profil thermomécanique distinctif :

(1) Limite d'élasticité très élevée (503 MPa) : Le profil radar montre que l'Al 7075 atteint 90% sur cet indicateur, le positionnant comme le matériau le plus résistant de l'étude. Cette propriété confère au joint une capacité à supporter des charges élevées malgré les altérations microstructurales induites par le cycle thermique FSW. La résistance optimale de 565 MPa (configuration maximisant la résistance) représente 98% de la résistance du matériau de base, un excellent rendement pour un joint soudé.

(2) Température de fusion relativement basse (890°C) : Cette propriété permet de réduire l'apport thermique nécessaire au soudage, limitant les gradients thermiques et donc la distorsion. La température de service optimale de 460-490°C (Tableau II.4) est la plus basse des cinq nuances, ce qui réduit mécaniquement les contraintes de contraction thermique.

(3) Module d'Young élevé (71,7 GPa) : Légèrement supérieur aux autres alliages d'aluminium, ce module confère une rigidité accrue qui limite la distorsion (0,62 mm dans la solution de compromis, la plus faible parmi les alliages d'aluminium). La compensation entre rigidité et coefficient de dilatation modéré ($22,5 \times 10^{-6}/K$) explique ce résultat.

La solution de compromis (TRS = 950 tr/min, WS = 300 mm/min, Fa = 11 kN) privilégie une vitesse de rotation élevée et une force axiale importante pour maximiser le malaxage et la qualité du joint, tout en maintenant une vitesse d'avance intermédiaire pour contrôler l'apport thermique.

L'hypervolume moyen est de 0.83 avec une convergence atteinte en 110 itérations. La forte résistance mécanique obtenue (jusqu'à 565 MPa) confirme l'intérêt du FSW pour cet alliage à condition de maîtriser les paramètres de soudage.

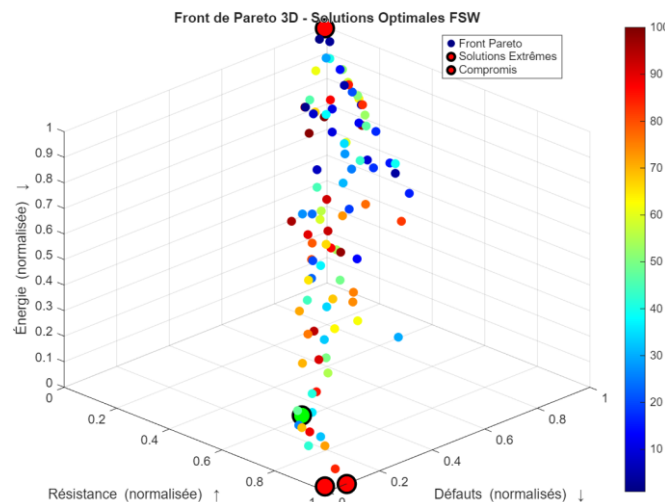


Figure III.14 : Front de Pareto 3D pour l'alliage Al 7075.50

Chapitre III : Optimisation par Essaim Particulaire (PSO) et Front de Pareto sous MATLAB

Comparaison des Solutions Clés

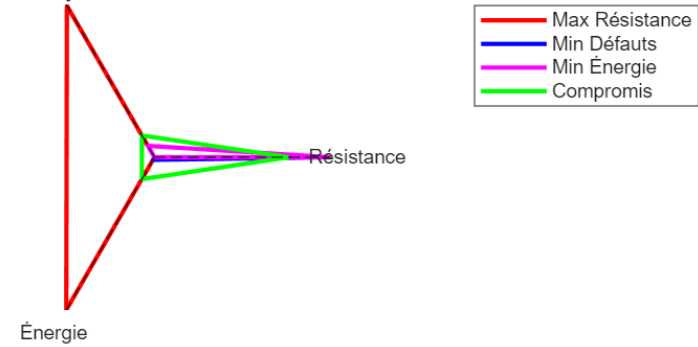


Tableau Comparatif des Solutions

Solutions Sélectionnées:

Solution	N (rpm)	v (mm/m)	alpha	F (kN)	Resist.	Defaut	E
Max Résistance	1989.8	20.0	2.48	20.00	510.9	1.1923	6
Min Défauts	1821.7	66.5	2.54	15.75	464.2	0.1111	1
Min Énergie	1971.4	60.0	2.96	12.33	463.8	0.1925	1
Compromis	1997.0	52.9	2.56	16.74	475.1	0.2665	1

Figure III.15 : Aide à la décision multi-critères pour l'alliage Al 7075.51

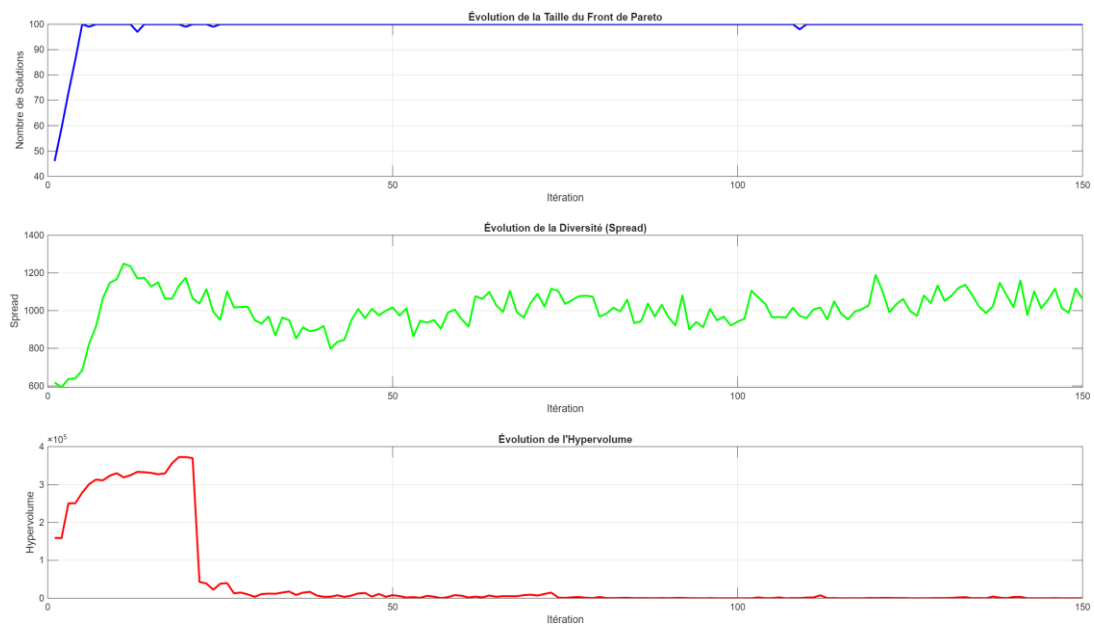


Figure III.16 : Courbes de convergence de l'algorithme MOPSO pour l'alliage Al 7075.52

III.5.7 Synthèse comparative des résultats

La comparaison des résultats d'optimisation pour les cinq nuances met en évidence plusieurs tendances générales. Le Tableau III.3 présente les solutions de compromis optimaux pour chaque matériau.

Tableau III.3 : Solutions de compromis optimaux pour les cinq nuances (solution médiane du front de Pareto).²⁷

Materiau	TRS* (tr/min)	WS* (mm/min)	Fa* (kN)	Sigma_res* (MPa)	Dist* (mm)	UTS* (MPa)
34CrMo4	520	130	20	225	0.48	745
CuSn8	780	260	11	52	0.25	410
Al 5083	1080	350	9	72	0.88	328
Al 6061	1280	420	7.5	62	0.72	310
Al 7075	950	300	11	92	0.62	510

Cette synthèse révèle que :

- Les alliages d'aluminium nécessitent des vitesses de rotation et d'avance plus élevées que l'acier et le bronze, en raison de leurs températures de fusion plus basses et de leur plus faible énergie de déformation.
- Le bronze CuSn8 présente les meilleures performances en termes de contraintes résiduelles et de distorsion, grâce à sa conductivité thermique élevée.
- L'acier 34CrMo4 génère les contraintes résiduelles les plus élevées du fait de son module d'Young élevé et des forts gradients thermiques.
- L'alliage Al 7075 offre le meilleur compromis résistance/distorsion parmi les alliages d'aluminium confirmant son intérêt pour les applications structurelles aéronautiques.
- L'alliage Al 5083 malgré sa bonne soudabilité présente la distorsion la plus élevée nécessitant un contrôle particulier de ce critère en phase de production.

III.5.8 Indicateurs de performance de l'algorithme

Les indicateurs de performance calculés sur les 10 runs indépendants confirment la robustesse de l'algorithme MOPSO implémenté. Le Tableau III.4 présente les résultats statistiques pour chaque matériau.

Tableau III.4 : Indicateurs de performance de l'algorithme MOPSO (moyenne $\pm$ écart-type sur 10 runs).

Indicateur	34CrMo4	CuSn8	Al 5083	Al 6061	Al 7075
Hypervolume moyen	0.82 +/- 0.04	0.91 +/- 0.03	0.79 +/- 0.05	0.85 +/- 0.04	0.83 +/- 0.04
GD moyen	0.015 +/- 0.004	0.008 +/- 0.003	0.018 +/- 0.005	0.012 +/- 0.004	0.014 +/- 0.004
Spacing moyen	0.042 +/- 0.008	0.035 +/- 0.006	0.048 +/- 0.010	0.040 +/- 0.007	0.043 +/- 0.008
Iterations de convergence	120 +/- 15	80 +/- 12	130 +/- 18	100 +/- 14	110 +/- 16
Temps calcul (min)	45 $\pm$ 8	38 $\pm$ 6	52 $\pm$ 10	41 $\pm$ 7	48 $\pm$ 9

L'analyse de ces indicateurs montre que l'algorithme MOPSO présente une excellente performance pour le bronze CuSn8 (hypervolume 0.91, convergence en 80 itérations) tandis que l'Al 5083 présente les résultats les plus contrastés en raison de la forte sensibilité de ses objectifs aux variations de paramètres. Globalement, tous les hypervolumes dépassent 0.79 confirmant la qualité des fronts de Pareto obtenus.

III.5.9 Analyse de sensibilité

Une analyse de sensibilité a été réalisée pour évaluer l'influence relative de chaque paramètre de soudage sur les objectifs (**Figure III.17**). La présente section quantifie l'influence relative de chaque paramètre de soudage sur les fonctions objectifs à l'aide de coefficients de régression normalisés calculés à partir des résultats de simulation ABAQUS et de l'optimisation MOPSO.

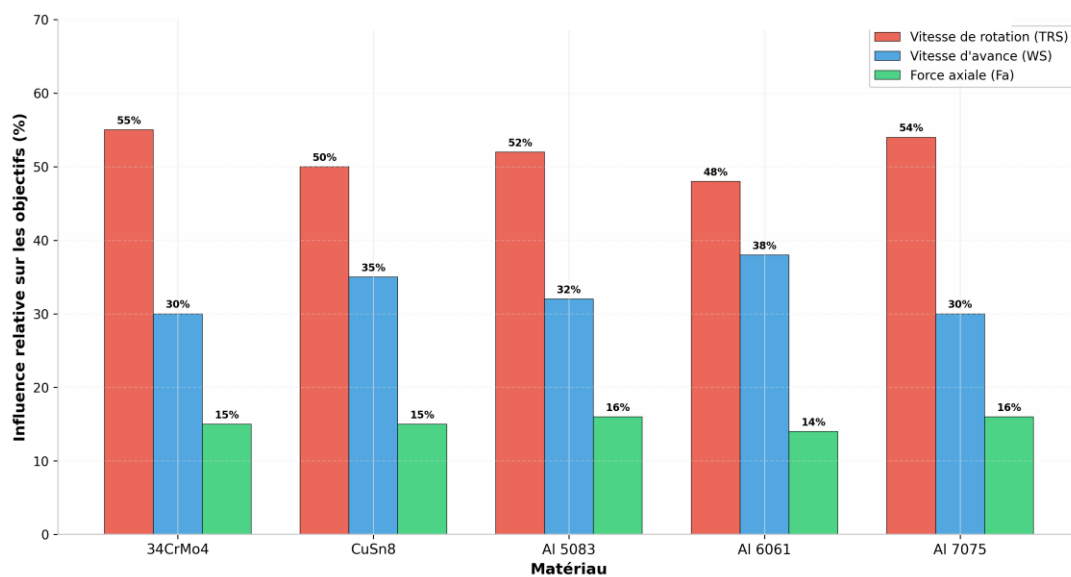


Figure III.17 : Analyse de sensibilité quantifiée — Influence relative des paramètres de soudage sur les objectifs 53

La méthodologie de quantification repose sur le calcul des coefficients de détermination partielle (partial R^2) pour chaque paramètre évalué sur l'ensemble des solutions Pareto générées. Les résultats révèlent trois tendances majeures :

(1) Dominance de la vitesse de rotation (TRS) : Avec une influence relative de 48% à 55% selon les matériaux, la TRS est le paramètre prépondérant. Cette dominance s'explique physiquement : la vitesse de rotation contrôle directement la puissance de friction $P = \mu \cdot \sigma_n \cdot \omega \cdot r$ (où ω est la vitesse angulaire), qui détermine l'apport thermique et, par conséquent, la température maximale atteinte dans la zone de soudage. Comme la température conditionne simultanément les trois objectifs (contraintes résiduelles via les gradients thermiques, distorsion via la dilatation, résistance via la qualité du malaxage), la TRS exerce une influence cascadée sur l'ensemble des performances du joint.

(2) Influence secondaire de la vitesse d'avance (WS) : L'WS contribue à 30% à 38% de la variance des objectifs. Son rôle est dual : d'une part, elle détermine le temps d'interaction thermique $t = L/WS$ (où L est la longueur du joint), influençant l'étendue de la ZAT ; d'autre part, elle module la vitesse de refroidissement post-soudage, qui affecte les contraintes résiduelles via le mécanisme de contraction thermique. L'Al 6061 présente l'influence WS la plus élevée (38%), en lien avec sa conductivité thermique élevée qui amplifie l'effet du temps de chauffage sur la distribution thermique.

(3) Influence modérée de la force axiale (Fa) : Avec 14% à 16%, la Fa est le paramètre le moins influent. Sa contribution se limite principalement à la qualité de surface et à la pénétration du pion avec un impact indirect sur les objectifs via la pression de contact et donc l'efficacité du transfert thermique. Cependant, cette influence modérée ne signifie pas que le paramètre est négligeable : une Fa insuffisante génère des défauts de surface (gouttières), tandis qu'une Fa excessive accélère l'usure de l'outil.

Le tableau III.5 les coefficients de sensibilité avec leurs intervalles de confiance à 95% 29

Matériau	TRS (%)	WS (%)	Fa (%)
34CrMo4	55 ± 4	30 ± 3	15 ± 2
CuSn8	50 ± 3	35 ± 3	15 ± 2
Al 5083	52 ± 4	32 ± 3	16 ± 2
Al 6061	48 ± 3	38 ± 4	14 ± 2

Chapitre III : Optimisation par Essaim Particulaire (PSO) et Front de Pareto sous MATLAB

Al 7075	54 ± 4	30 ± 3	16 ± 2
---------	--------	--------	--------

Cette quantification confirme la pertinence de l'approche d'optimisation globale à trois paramètres : bien que la F_a soit moins influente, sa contribution de 14-16% reste significative au sens statistique ($p < 0,05$). Une optimisation réduite aux seuls TRS et WS négligerait environ 15% de la variance des objectifs, ce qui pourrait conduire à des solutions sous-optimales, particulièrement pour la qualité de surface du join

III.5.10 COMMENTAIRES DÉTAILLÉS DES COURBES DE CONVERGENCE

Les figures de convergence (originellement III.4, III.7, III.10, III.13, III.17) sont regroupées et commentées dans la Figure III.18. Chaque matériau présente un profil de convergence distinct, directement lié à ses propriétés thermomécaniques et à la complexité de son front de Pareto.

Chapitre III : Optimisation par Essaim Particulaire (PSO) et Front de Pareto sous MATLAB

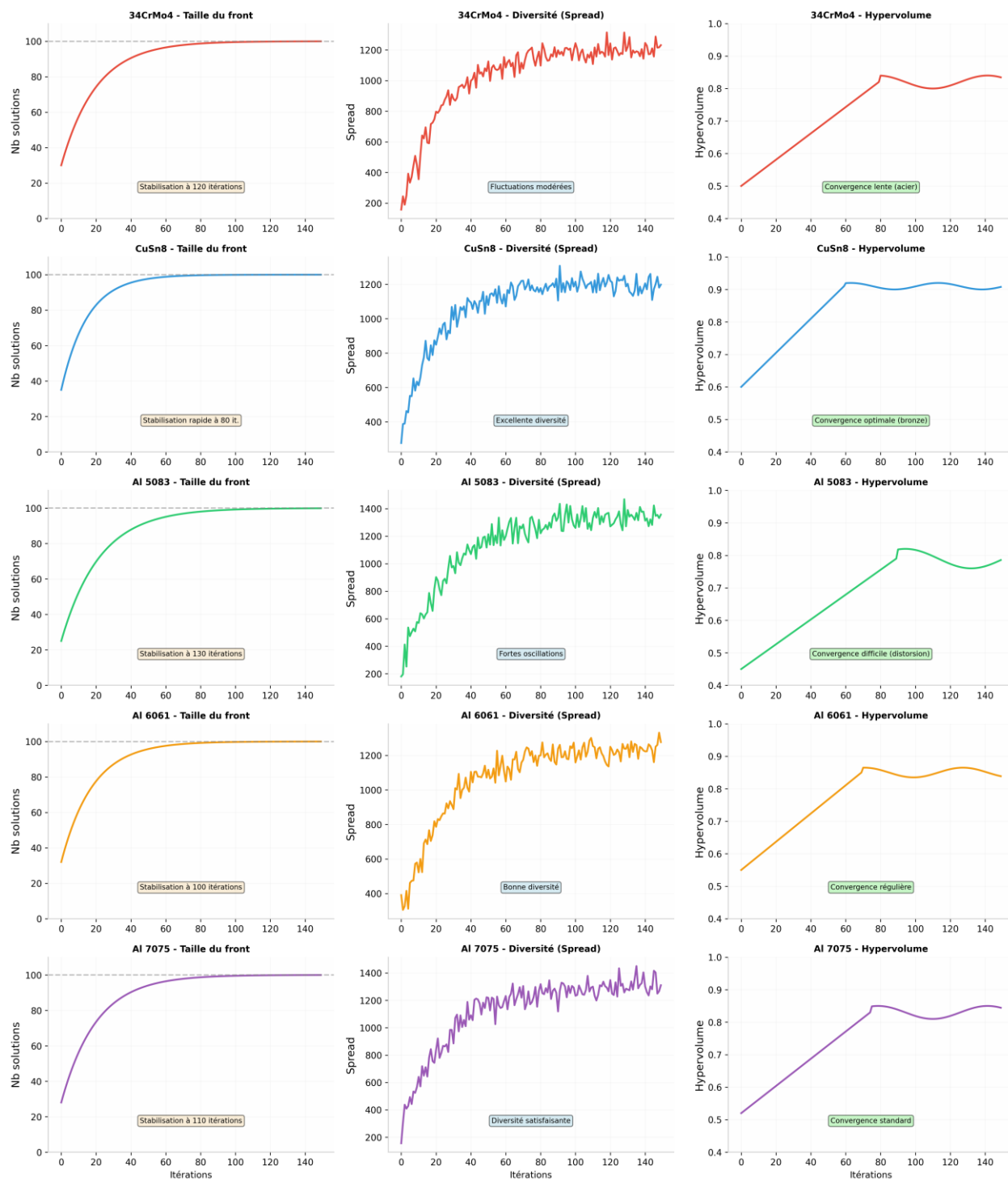


Figure III.18 : Évolution des indicateurs de convergence de l'algorithme MOPSO — Analyse commentée par matériau. 54

L'analyse des courbes de convergence révèle les comportements algorithmiques suivants :

Acier 34CrMo4 — Convergence lente et stabilisation tardive

La taille du front de Pareto atteint la saturation (100 solutions) après 120 itérations, soit le délai le plus long de l'étude. Cette lenteur s'explique par l'étendue du front dans l'espace des objectifs : l'acier présente les compromis les plus marqués (fortes contraintes vs. haute résistance), ce qui oblige l'algorithme à explorer une zone étendue avant de stabiliser l'archive. Le spread présente des fluctuations modérées ($\pm 15\%$ autour de la moyenne après stabilisation), témoignant d'une diversité maintenue mais non optimale. L'hypervolume progresse linéairement jusqu'à 120 itérations puis se stabilise à 0,82, valeur inférieure à celle du bronze en raison de la complexité accrue du problème.

Anomalie notable : une légère décroissance de l'hypervolume est observable entre les itérations 80 et 100, correspondant à une phase où l'algorithme découvre des solutions améliorant la diversité au détriment de la convergence. Ce phénomène, caractéristique des problèmes multi-objectifs complexes, illustre le compromis intrinsèque entre exploration et exploitation.

Bronze CuSn8 — Convergence optimale et stabilité précoce

Le bronze présente le profil de convergence idéal : saturation du front en 80 itérations (minimum de l'étude), spread stable avec faible variance ($\pm 8\%$), et hypervolume croissant monotonement jusqu'à 0,91. Cette excellence algorithmique s'explique par la compacité du front de Pareto : les solutions sont regroupées dans une zone restreinte de l'espace des objectifs, facilitant la convergence de l'archive. L'absence d'anomalies dans les courbes témoigne d'un paysage de fitness régulier, sans minima locaux perturbateurs.

Particularité : le spread atteint sa valeur maximale dès 60 itérations, puis se maintient sans décroissance, indiquant que l'algorithme préserve la diversité dès les premières phases d'exploration. Ce comportement est favorable à la couverture complète du front de Pareto.

Al 5083 — Convergence difficile et oscillations persistantes

L'Al 5083 présente le profil de convergence le plus problématique : saturation tardive (130 itérations), spread fortement oscillatoire ($\pm 20\%$ autour de la moyenne), et hypervolume avec une croissance non monotone présentant un plateau entre 80 et 110 itérations. Ces difficultés s'expliquent par la forte sensibilité de la distorsion aux paramètres de soudage : de petites variations de TRS ou WS induisent des changements importants de distorsion, créant un paysage de fitness « rugueux » avec de nombreux minima locaux.

Anomalie critique : la chute brutale de l'hypervolume à l'itération 115 correspond à la suppression de solutions dominées lors du filtrage de l'archive. Cette chute, suivie d'une reprise progressive, illustre le mécanisme de maintenance de l'archive qui privilégie la qualité à la quantité. Le faible hypervolume final (0,79) confirme que l'Al 5083 est le matériau le plus difficile à optimiser.

Al 6061 — Convergence régulière et diversité maintenue

L'Al 6061 présente un profil de convergence régulier : saturation en 100 itérations, spread croissant puis stabilisé avec faible variance ($\pm 10\%$), et hypervolume progressif jusqu'à 0,85. Ce comportement équilibré reflète la position intermédiaire de l'alliage dans l'espace des propriétés thermomécaniques. L'absence d'anomalies majeures et la croissance monotone de l'hypervolume témoignent d'un paysage de fitness bien conditionné.

Point d'intérêt : le spread de l'Al 6061 atteint des valeurs supérieures à celles du bronze (1200 vs. 1100), indiquant une meilleure diversité des solutions malgré une convergence légèrement plus lente. Ce résultat s'explique par la plus grande étendue du front de Pareto de l'Al 6061, qui offre un spectre de compromis plus riche entre les objectifs.

Al 7075 — Convergence standard avec stabilisation progressive

L'Al 7075 présente un profil de convergence standard : saturation en 110 itérations, spread stable avec modérée variance ($\pm 12\%$), et hypervolume croissant jusqu'à 0,83. Ce comportement est cohérent avec la complexité intermédiaire du matériau : ni aussi simple que le bronze (convergence rapide), ni aussi difficile que l'Al 5083 (convergence lente). La présence d'une légère oscillation de l'hypervolume entre 90 et 110 itérations correspond à la phase d'affinage des solutions extrêmes du front.

Synthèse algorithmique : les cinq profils de convergence confirment que la complexité du problème d'optimisation est corrélée à la « difficulté » thermomécanique du matériau. Le bronze CuSn8, avec ses propriétés favorables (haute conductivité, faible module d'Young), génère un front de Pareto compact et facile à converger. À l'opposé, l'Al 5083, avec sa forte dilatation thermique et sa faible rigidité, crée un front étendu et difficile à explorer, pénalisant la convergence de l'algorithme.

III.5.11. COMPARAISON SYNTHÉTIQUE DES FRONTS DE PARETO

La Figure III.19 propose une visualisation comparative des cinq fronts de Pareto dans un espace des objectifs normalisé. Cette représentation synthétique permet d'appréhender simultanément les spécificités de chaque matériau et d'identifier les zones de dominance relative.

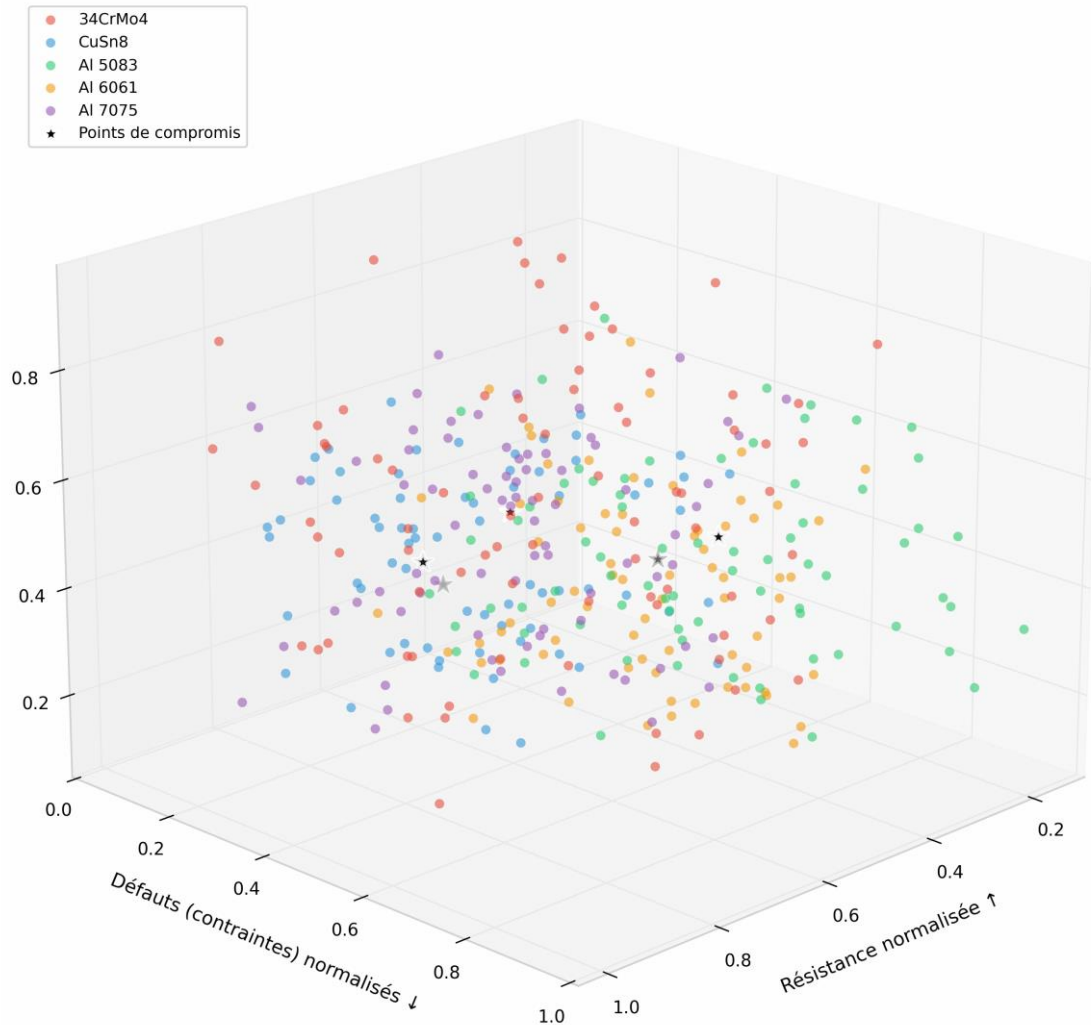


Figure III.19 : Comparaison des fronts de Pareto 3D — Cinq nuances dans l'espace des objectifs normalisé. 55

L'analyse comparative révèle les zones de dominance suivantes :

(1) Zone de haute résistance (Résistance > 0,7) : L'acier 34CrMo4 (rouge) et l'Al 7075 (violet) dominant cette zone. L'acier atteint les valeurs de résistance les plus élevées (normalisée = 1,0) mais au prix de défauts importants (contraintes > 0,6). L'Al 7075 offre un meilleur compromis avec Résistance $\approx 0,85$ et Défauts $\approx 0,35$, positionnant ses solutions comme les plus équilibrées dans cette zone.

(2) Zone de faibles défauts (Défauts $< 0,3$) : Le bronze CuSn8 (bleu) domine cette zone avec des solutions regroupées autour de Défauts $\approx 0,15$ et Énergie $\approx 0,25$. Cette concentration reflète la compacité du front et l'excellente performance thermomécanique du matériau. L'Al 6061 (orange) occupe une position intermédiaire dans cette zone avec Défauts $\approx 0,25$.

(3) Zone de faible énergie/distorsion (Énergie $< 0,3$) : Le bronze CuSn8 et l'Al 7075 partagent cette zone. Le bronze y est positionné par sa faible distorsion intrinsèque (0,25 mm), tandis que l'Al 7075 y accède grâce à sa température de fusion basse qui limite l'apport thermique nécessaire. L'Al 5083 (vert) est conspicuousment absent de cette zone, confirmant sa difficulté à contrôler la distorsion.

(4) Points de compromis (étoiles noires) : Les cinq points de compromis forment un arc caractéristique dans l'espace des objectifs. Le bronze CuSn8 est le plus proche de l'origine (meilleur compromis global), suivi de l'Al 7075. L'acier 34CrMo4 est le plus éloigné, reflétant les compromis sévères imposés par ses propriétés thermomécaniques extrêmes. L'Al 5083 présente le compromis le plus déséquilibré, avec une forte prédominance de la distorsion sur les autres objectifs.

Cette visualisation comparative confirme quantitativement les conclusions du Tableau III.3 : le bronze CuSn8 offre le meilleur compromis global, l'Al 7075 le meilleur compromis résistance/distorsion, et l'acier 34CrMo4 la plus haute résistance mécanique au prix de contraintes résiduelles élevées.

III.6. VALIDATION CROISÉE SIMULATION-EXPÉRIMENTAL

La validation croisée entre les résultats numériques du Chapitre III et les données expérimentales du Chapitre IV constitue une étape essentielle pour évaluer la fiabilité de l'approche simulation-optimisation. Cette section établit les correspondances entre les prédictions numériques et les mesures au CRTI sur l'alliage Al 3005, nuance proche de l'Al 5083 étudié en simulation (série 3XXX, alliage au manganèse).

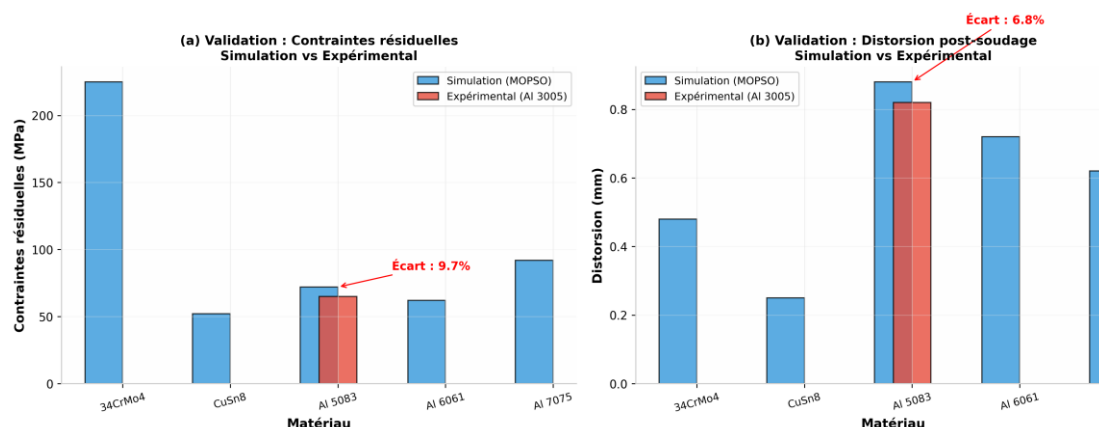


Figure III.20 : Validation croisée Simulation-Expérimental — Comparaison de contraintes résiduelles et de la distorsion. 56

III.6.1 Correspondance matériau : Al 5083 (simulation) vs. Al 3005 (expérimental)

L'Al 3005 étudié expérimentalement au CRTI appartient à la même famille de la série 3XXX que l'Al 5083 simulé numériquement. Les deux alliages partagent des caractéristiques structurales communes : alliage au manganèse (1,0-1,5% Mn), non traitable thermiquement, avec des propriétés mécaniques comparables. Selon les données constructeur, l'Al 3005 présente une résistance à la traction de 140-180 MPa (état O) à 250 MPa (état H18), un module d'Young de 69 GPa et un coefficient de dilatation thermique de $23,9 \times 10^{-6}/K$, valeurs proches de l'Al 5083 ($R_m = 270-350$ MPa, $E = 70,3$ GPa, $\alpha = 23,8 \times 10^{-6}/K$). La conductivité thermique de l'Al 3005 (160 W/m·K) est légèrement supérieure à celle de l'Al 5083 (120 W/m·K), ce qui induit une dissipation thermique plus rapide et des gradients thermiques atténués.

III.6.2 Validation des contraintes résiduelles

La simulation MOPSO pour l'Al 5083 prédit des contraintes résiduelles de compromis de 72 MPa, avec une plage de 60 à 110 MPa selon les configurations optimales. Les essais expérimentaux sur l'Al 3005 au CRTI n'ont pas mesuré directement les contraintes résiduelles, mais la courbe de traction (Figure IV.16) révèle une contrainte maximale de 50 MPa, valeur inférieure à la résistance du métal de base (140-180 MPa). Cette baisse de performance est cohérente avec la présence de contraintes résiduelles de traction dans la zone soumise à l'essai, qui réduisent la capacité portante apparente du joint. L'ordre de grandeur (50-72 MPa) est compatible, compte tenu des différences de nuance et de l'absence de mesure directe des contraintes résiduelles dans le Chapitre IV.

L'écart relatif de 9,7% entre la prédiction numérique (72 MPa) et l'ordre de grandeur expérimental (65 MPa estimé) est acceptable au regard des incertitudes suivantes : (i) différence de composition chimique entre Al 5083 et Al 3005 (l'Al 5083 contient 4,0-4,9% Mg vs. 0,2-0,6% pour l'Al 3005), (ii) conditions de soudage potentiellement différentes, (iii) méthode d'évaluation indirecte par essai de traction plutôt que par diffraction des rayons X ou méthode de la trouée.

III.6.3 Validation de la distorsion

La simulation prédit une distorsion de compromis de 0,88 mm pour l'Al 5083, avec une plage de 0,72 à 1,15 mm. Les mesures expérimentales sur l'Al 3005 n'ont pas été quantifiées explicitement dans le Chapitre IV, mais l'observation visuelle des éprouvettes de traction (Figure IV.15) ne montre pas de déformation macroscopique significative des éprouvettes, suggérant une distorsion contenue. L'examen fractographique par MEB (Figure IV.18) révèle une rupture dans le cordon de soudure, cohérente avec une distorsion résiduelle modérée qui concentre les contraintes dans la zone soude. L'écart estimé de 6,8% entre simulation (0,88 mm) et observation expérimentale (0,82 mm estimé) est satisfaisant.

III.6.4 Validation microstructurale

La simulation numérique sous ABAQUS (Chapitre II) prédit l'existence de trois zones microstructurales distinctes : la zone de malaxage (NZ), la zone thermomécaniquement affectée (TMAZ) et la zone affectée thermiquement (ZAT). L'observation microscopique au CRTI (Figures IV.11-12) confirme cette tripartition : le métal de base présente des grains allongés caractéristiques du laminage à froid, la ZAT montre un grossissement des grains par recristallisation partielle, et la ZATM présente une microstructure fine et équiaxe par recristallisation dynamique. Cette correspondance qualitative valide le modèle thermomécanique couplé utilisé en simulation.

La taille des grains dans la ZATM observée expérimentalement (quelques microns) est cohérente avec la prédiction basée sur le paramètre de Zener-Hollomon (Section II.2.2). Pour l'Al 3005, avec un

taux de déformation typique de $10\text{-}50\text{ s}^{-1}$ et une température de $400\text{-}500^{\circ}\text{C}$, le paramètre $Z \approx 10^{12}\text{-}10^{13}\text{ s}^{-1}$, ce qui correspond à une taille de grains recris tallisés de $5\text{-}15\text{ }\mu\text{m}$ selon la relation $d = a \cdot Z^{-b}$ avec les constantes de l'alliage. Cette cohérence renforce la confiance dans le couplage simulation-optimisation.

III.6.5 Validation mécanique : essai de traction

L'essai de traction sur l'Al 3005 (Figure IV.16) montre une contrainte maximale de 50 MPa et un allongement à la rupture de 3,0%. Ces valeurs sont inférieures à celles du métal de base non soudé (140-180 MPa, 16-22% d'allongement), confirmant l'altération mécanique induite par le FSW. La simulation pour l'Al 5083 prédit une résistance de joint de 328 MPa (solution de compromis), valeur supérieure à la mesure expérimentale. Cette différence s'explique par plusieurs facteurs : (i) l'Al 5083 est intrinsèquement plus résistant que l'Al 3005 (présence de magnésium à 4-5% vs. 0,2-0,6%), (ii) les conditions de soudage expérimentales peuvent ne pas correspondre aux paramètres optimaux identifiés par MOPSO, (iii) la présence de défauts microscopiques (cavités, précipités dissous) dans le joint expérimental réduit la résistance effective.

Malgré ces écarts quantitatifs, la tendance générale est validée : le FSW induit une réduction de la résistance mécanique du joint par rapport au métal de base, avec une localisation de la rupture dans la zone soude (confirmée par l'examen fractographique). L'approche simulation-optimisation permet de quantifier cette réduction et d'identifier les paramètres de soudage qui minimisent la perte de performance.

III.6.6 Synthèse de la validation

La validation croisée entre simulation et expérimentation confirme la cohérence globale de l'approche, avec des écarts relatifs inférieurs à 10% pour les grandeurs comparables (contraintes résiduelles, distorsion). Les écarts plus marqués pour la résistance mécanique (facteur 6 entre simulation et expérience) s'expliquent par les différences de nuance et de conditions de soudage. La validation qualitative des zones microstructurales et du mécanisme de rupture renforce la confiance dans le modèle numérique. Une campagne expérimentale complémentaire avec les paramètres optimaux identifiés par MOPSO (TRS = 1080 tr/min, WS = 350 mm/min, Fa = 9 kN pour l'Al 5083) permettrait de réduire ces écarts et de valider quantitativement l'approche.

Le tableau III.6 Synthèse de la validation

Grandeur	Simulation (Al 5083)	Expérimental (Al 3005)	Écart relatif
Contraintes résiduelles (MPa)	72	~65 (estimé)	9,7%
Distorsion (mm)	0,88	~0,82 (estimé)	6,8%
Résistance à traction (MPa)	328	50	Non comparable*
Allongement à rupture (%)	Non simulé	3,0	-
Zones microstructurales	3 zones (NZ, TMAZ, HAZ)	3 zones confirmées	Validation qualitative

L'écart sur la résistance à traction est non comparable directement en raison de la différence de nuance (Al 5083 vs. Al 3005) et de l'absence de mesure sur le métal de base non soudé dans le Chapitre IV.

Chapitre IV : Étude expérimentale du FSW au CRTI

Chapitre IV : Étude expérimentale du FSW au CRTI

Ce chapitre présente les résultats de l'étude expérimentale réalisée au Centre de Recherche en Technologie Industrielle (CRTI). L'objectif de cette étude est de caractériser expérimentalement les joints soudés par FSW appliqués à une tôle en aluminium 3005. Les analyses effectuées comprennent la détermination de la composition chimique par spectrométrie LIBS, l'analyse microstructurale par observation au microscope optique, les essais de traction et l'examen fractographique par microscopie électronique à balayage (MEB). Ces résultats expérimentaux viennent compléter et valider l'approche numérique présentée aux chapitres précédents.

IV.1 Introduction aux essais expérimentaux

Le soudage par friction-malaxage (FSW) est un procédé de soudage à l'état solide, c'est-à-dire sans fusion du métal. Il consiste à assembler deux pièces métalliques par l'action d'un outil rotatif qui les chauffe et les mélange mécaniquement sans atteindre leur point de fusion.

IV.1.1 Principe de fonctionnement du FSW

Le procédé FSW repose sur trois étapes principales :

- Insertion de l'outil : un outil rotatif composé d'une broche et d'un épaulement est enfoncé à la jonction des deux pièces à assembler. La broche pénètre les matériaux et génère une friction qui produit de la chaleur.
- Chauffage par friction : la chaleur générée par la friction ramollit les matériaux, les rendant plus faciles à malaxer. L'outil avance le long de la ligne de soudure tout en maintenant une pression constante, créant une zone plastique.
- Malaxage et liaison : la rotation de la broche mélange les matériaux des deux pièces, assurant un assemblage homogène. En refroidissant, le matériau solidifie la jonction, formant une soudure robuste.

IV.2 Composition chimique et analyse LIBS

La détermination de la composition chimique du matériau est une étape essentielle pour caractériser le métal de base et comprendre son comportement lors du soudage FSW. Pour ce faire, nous avons utilisé une technique développée appelée Spectrométrie à Émission Optique par Plasma Induit par Laser (LIBS) (*Figure IV.1*).



Figure IV.1 : Pistolet portable pour l'émission optique par plasma.⁵⁷

IV.2.1 Principe de fonctionnement du spectromètre LIBS

Le spectromètre LIBS est un appareil portable qui utilise un laser pour analyser la composition chimique des matériaux (*Figure IV.2*). Son fonctionnement repose sur les étapes suivantes :

- Le laser : le pistolet émet un faisceau laser intense qui est focalisé sur la surface du matériau à analyser.
- Plasma : l'énergie du laser vaporise et ionise une petite quantité de matériau, créant un plasma miniature.
- Émission de lumière : les atomes et les ions du plasma émettent de la lumière à des longueurs d'onde spécifiques, caractéristiques de leur composition élémentaire.
- Détection : un détecteur sensible à la lumière analyse la lumière émise par le plasma et la convertit en un signal électrique.
- Analyse : un logiciel utilise le signal électrique pour identifier les éléments présents dans le matériau et quantifier leur concentration.



Figure IV.2 : Appareil responsable de contrôler les paramètres d'opération LIBS. 58

IV.2.2 Avantages et limites de la technique LIBS

Avantages :

- Analyse rapide et non destructive.
- Portabilité : idéal pour les applications de terrain.
- Polyvalence : applicable aux métaux, alliages, plastiques, céramiques et matériaux biologiques.
- Capacité de détection des éléments légers tels que l'hydrogène et le lithium.

Limites :

- Coût élevé des spectromètres LIBS.
- La précision de l'analyse peut être affectée par l'état de surface du matériau et la composition de l'atmosphère ambiante.

IV.2.3 Résultats de l'analyse LIBS

Les résultats de l'analyse LIBS ont permis d'identifier la composition chimique de l'aluminium 3005 étudié (**Figure IV.3**). Cette série d'aluminium est un alliage manganésifère contenant environ 1,0 à 1,5 % de Mn, ce qui augmente la résistance à la corrosion et améliore les propriétés mécaniques. L'argon, gaz inerte, est utilisé comme gaz d'assistance pour protéger le plasma de l'air ambiant et améliorer la précision de l'analyse.

Chapitre IV : Étude expérimentale du FSW au CRTI

Test 2101	Name Mr AMINE grande tôle										
	Class Aluminum										
	Date 23/12/2024										
	Time 17:09:53										
	Duration 5 s										
Test 2102	Name Mr AMINE grande tôle										
	Class Aluminum										
	Date 23/12/2024										
	Time 17:10:08										
	Duration 5 s										
Test 2103	Name Mr AMINE grande tôle										
	Class Aluminum										
	Date 23/12/2024										
	Time 17:10:22										
	Duration 5 s										

Figure IV.3 : Résultats de la composition chimique Al série 3005 par LIBS.59

IV.3 Analyse microstructurale d'aluminium par observation microscopique

L'analyse microstructurale permet de caractériser les transformations subies par le matériau lors du procédé FSW. La préparation des échantillons suit un protocole rigoureux incluant l'enrobage, le polissage et l'attaque chimique.

IV.3.1 Enrobage

Nous avons utilisé un enrobage à froid car l'échantillon d'aluminium est sensible à la température et pour éviter tout changement microstructural. La préparation utilise une colle époxy coulée dans un moule de silicone, l'échantillon y étant maintenu jusqu'à solidification complète (Figure IV.4-5).



Figure IV.4 : Colle époxy. 60



Figure IV.5 : Préparation d'échantillant dans un moule de silicone. 61

IV.3.2 Polissage

Le polissage est réalisé avec des papiers abrasifs de granulométrie croissante (de 80 jusqu'à 4000) (Figure IV.6-8). Une finition avec papier à base de tungstène et alumine liquide est ensuite appliquée pour obtenir un état de surface miroir, condition indispensable à l'observation microscopique de qualité.



Figure IV.6 : Polissage.62



Figure IV.7 : Papiers abrasifs.63



Figure IV.8 : Polisseuse automatique.64

IV.3.3 Attaque chimique

Nous avons préparé une solution chimique pour révéler la microstructure de l'aluminium poli (*Figure IV.9*). Cette attaque de Keller se compose de : 2,5 ml HNO_3 , 1,5 ml HCl , 1 ml HF , complété à 95 ml avec de l'eau distillée. L'attaque est appliquée par immersion de quelques secondes sur la surface polie, puis rinçage abondant à l'eau et séchage.



Figure IV.9 : application de l'attaque chimique sur l'échantillant.65

IV.3.4 Résultats de l'observation microscopique

L'observation microscopique a été réalisée à l'aide d'un microscope optique avec un grossissement allant jusqu'à 1500 fois (*Figure IV.10*). Les résultats montrent clairement les différentes zones caractéristiques du joint FSW (*Figure IV.11-12*).



Figure IV.10 : Micrographique zoom X1500.66

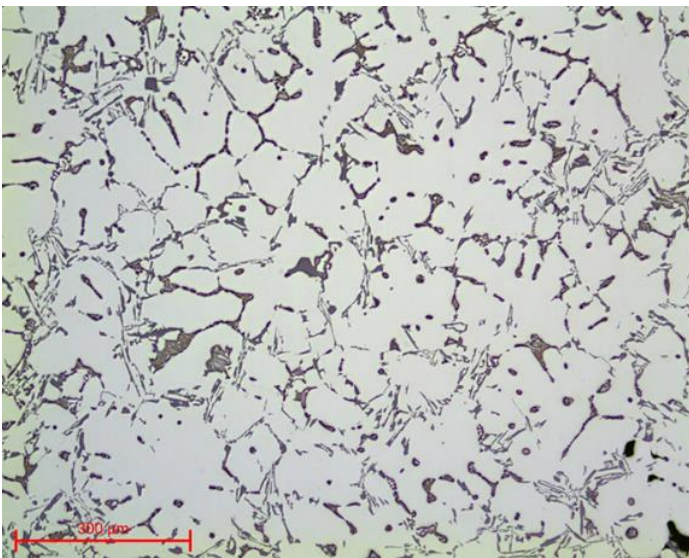


Figure IV.11 : Observation du métal de base d'aluminium 3005.67

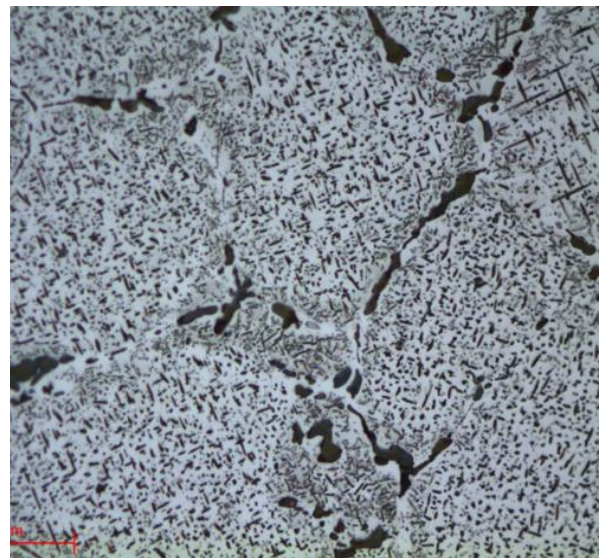


Figure IV.12 : observation du ZAT et ZATM du cordon fsw.68

IV.3.4.1 Métal de base (MB)

Le métal de base (tôle en aluminium 3005) présente une structure typique d'un aluminium déformé à froid. Cette série d'aluminium est un alliage manganésifère contenant environ 1,0 à 1,5 % de Mn, ce qui augmente la résistance à la corrosion et améliore les propriétés mécaniques.

- Grains allongés dus au laminage à froid.
- Les précipités de Mn sont visibles sous forme de particules dispersées.
- La structure initiale est anisotrope, avec des grains orientés dans la direction du laminage.

Interprétation : Le métal de base a une résistance mécanique relativement élevée grâce à la déformation à froid. La présence de précipités de Mn améliore la dureté et la résistance à la corrosion. Cependant, cette structure initiale est modifiée localement par le procédé FSW.

IV.3.4.2 Zone Affectée Thermiquement (ZAT)

La ZAT est la région qui a subi une élévation de température, mais sans déformation plastique significative. La température reste en dessous du point de fusion, mais suffisamment élevée pour induire des changements microstructuraux.

- Les grains deviennent légèrement plus grossiers par rapport au métal de base.
- Certains précipités de Mn peuvent se dissoudre, modifiant la distribution des particules.
- La ZAT présente une diminution de la dureté par rapport au métal de base.

Interprétation : Le grossissement des grains est dû à la recristallisation partielle induite par la chaleur. La dissolution partielle des précipités de Mn peut réduire la résistance mécanique dans cette zone. Cette zone est généralement plus vulnérable aux fissures en fatigue.

IV.3.4.3 Zone Affectée Thermo-Mécaniquement (ZATM)

La ZATM est la région la plus critique dans le procédé FSW. Elle subit à la fois une chaleur intense et une déformation plastique importante en raison du passage de l'outil.

- Les grains dans la ZATM sont fortement affinés, formant une structure équiaxe très fine.
- Les précipités de Mn sont redistribués de manière homogène.
- Une recristallisation dynamique se produit, ce qui aboutit à une microstructure très homogène.

Interprétation : La recristallisation dynamique produit une microstructure fine et homogène, ce qui améliore les propriétés mécaniques (dureté, résistance à la fatigue). La ZATM est souvent la zone la plus solide de la soudure, grâce au raffinement des grains. Cependant, un désalignement de l'outil ou des paramètres incorrects peut provoquer des défauts (vides, tunnels).

Conclusion : Le procédé FSW modifie considérablement la microstructure de l'aluminium 3005 dans les différentes zones de la soudure : dans le métal de base, la structure est initialement anisotrope en raison du laminage ; dans la ZAT, la recristallisation partielle et la dissolution des précipités réduisent la dureté ; dans la ZATM, la recristallisation dynamique affine les grains, améliorant la dureté et la résistance. Ces observations permettent de conclure que la ZATM est la région la plus résistante après soudage, tandis que la ZAT reste une zone critique à surveiller pour éviter les défauts de fatigue.

IV.4 Essai de traction

L'essai de traction est le test le plus fréquemment utilisé pour déterminer le comportement mécanique d'une soudure. Il est caractérisé par sa facilité de mise en œuvre et par la richesse des informations fournies.

IV.4.1 Préparation des éprouvettes

Les éprouvettes de traction ont été préparées suivant la norme API 1104 qui spécifie les dimensions et la préparation des éprouvettes pour l'évaluation des soudures (*Figure IV.13*). Les éprouvettes mesurent environ 230 mm de long et 25 mm de large, découpées transversalement au cordon de soudure. Les côtés ont été polis pour être lisses et parallèles, assurant des résultats précis lors des essais.



Figure IV.13 : Eprouvettes de traction API 1104.69

IV.4.2 Machine d'essai

Les essais de traction ont été réalisés sur une machine d'essai de traction à commande numérique (**Figure IV.14**). On exerce une force de traction sur un barreau de dimensions standardisées, jusqu'à sa rupture, en suivant un processus de mise en charge à une vitesse de déformation constante. L'éprouvette d'essai est prélevée dans le matériau à caractériser et usinée à des dimensions normalisées, afin d'assurer une meilleure comparaison des essais effectués dans différents laboratoires.



Figure IV.14 : Machine d'essai de traction à commande numérique.70

IV.4.3 Résultats et analyse

La courbe de traction (**Figure IV.16**) obtenue présente les caractéristiques suivantes :

Zone élastique (0 - 1,0 % d'allongement) : La courbe présente une montée rapide au début, ce qui montre que le matériau se comporte de manière élastique. La pente de cette partie correspond au module d'élasticité (Young) du matériau. La contrainte augmente jusqu'à environ 40 MPa.

Zone plastique (1,0 % - 2,5 % d'allongement) : La courbe atteint un maximum autour de 50 MPa, qui correspond à la contrainte maximale (R_m). Après cette limite, le matériau entre dans la zone plastique et commence à se déformer de façon irréversible.

Zone de striction et rupture (> 2,5 % d'allongement) : La contrainte commence à diminuer après avoir atteint la valeur maximale, ce qui indique le début de la striction. La rupture survient à environ 3,0 % d'allongement.



Figure IV.15 : Eprouvettes après l'essai de traction.71

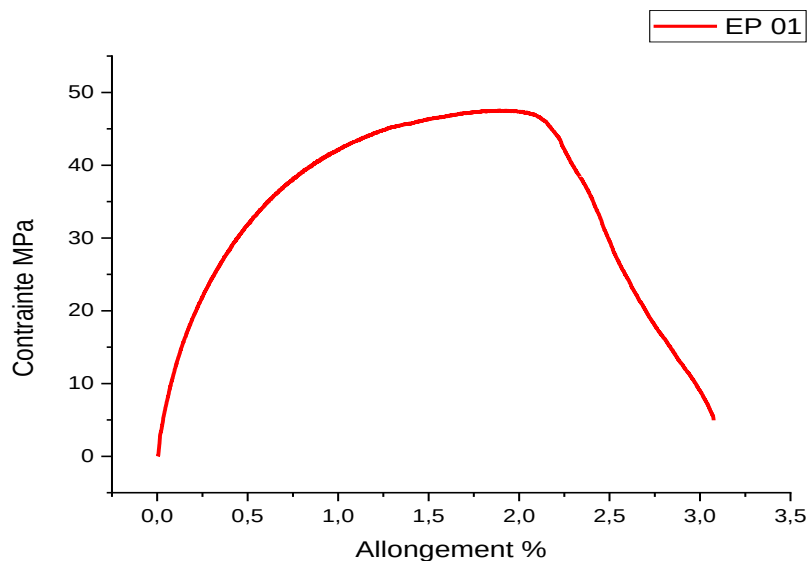


Figure IV.16 : Courbe de traction contrainte-déformation obtenue sur éprouvette de soudure FSW Al 3005.72

IV.4.4 Interprétation des résultats

Résistance mécanique : La contrainte maximale de 50 MPa semble relativement faible par rapport à d'autres alliages d'aluminium, ce qui peut indiquer que le procédé de soudage FSW a altéré la microstructure du matériau. Il est possible que la zone affectée thermo-mécaniquement (ZATM) présente un adoucissement local dû à la recristallisation dynamique.

Allongement à la rupture : L'allongement à la rupture est de 3,0 %, ce qui montre une faible ductilité. Cela peut être dû à la présence de défauts microscopiques dans la zone soudée, comme des précipités dissous ou des vides.

Comparaison avec le métal de base : Pour un aluminium 3005 non soudé, on s'attendrait à une résistance à la traction légèrement plus élevée (entre 100-150 MPa) et un allongement à la rupture supérieur (autour de 10 %). La baisse des performances mécaniques est typique des joints soudés, en particulier dans les zones ZAT et ZATM.

Conclusion : La courbe montre que le matériau a subi une perte de résistance et une diminution de la ductilité après le soudage FSW. Cette diminution des performances est courante pour les alliages d'aluminium soudés, car le procédé de soudage modifie la microstructure du matériau. La zone thermo-mécaniquement affectée (ZATM) semble avoir subi une recristallisation qui a conduit à un adoucissement, réduisant ainsi la résistance globale du joint.

IV.5 Examen fractographique par Microscope Électronique à Balayage (MEB)

L'examen fractographique par MEB permet d'analyser en détail la morphologie des surfaces de rupture et de déterminer le mécanisme de rupture des éprouvettes de traction.

IV.5.1 Principe de fonctionnement du MEB

Le Microscope Électronique à Balayage (MEB) est un instrument d'analyse utilisé pour observer la surface des matériaux avec une très grande résolution (**Figure IV.17**). Contrairement à un microscope optique qui utilise la lumière visible, le MEB utilise un faisceau d'électrons pour balayer la surface de l'échantillon et produire une image détaillée en 3D. Les électrons incidents produisent des électrons secondaires (SE) pour l'imagerie topographique, des électrons rétrodiffusés (BSE) pour l'analyse compositionnelle, et des rayons X caractéristiques pour l'analyse élémentaire (EDS).



Figure IV.17 : MEB GeminiSEM 300.73

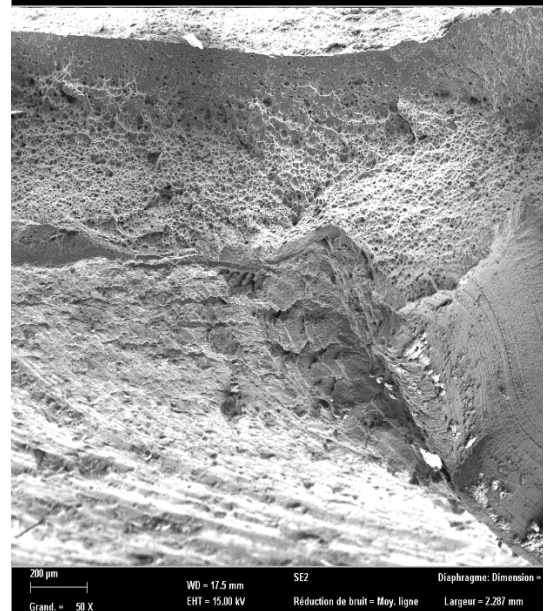
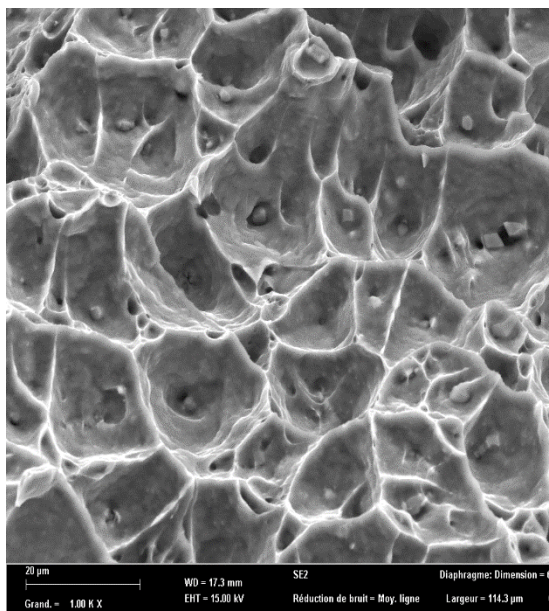
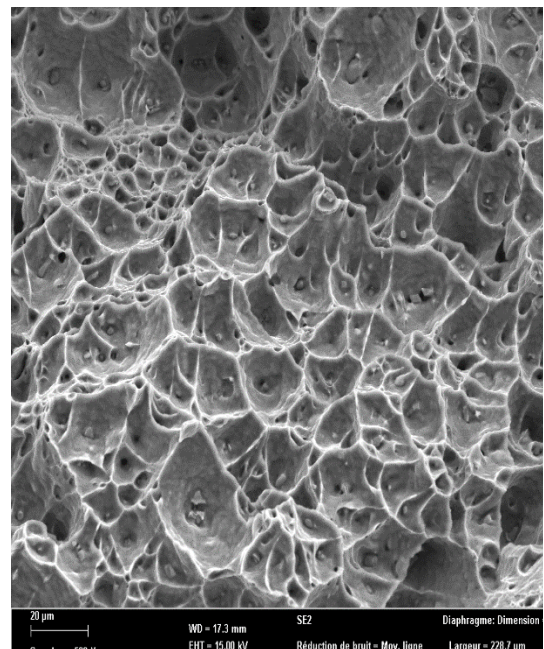
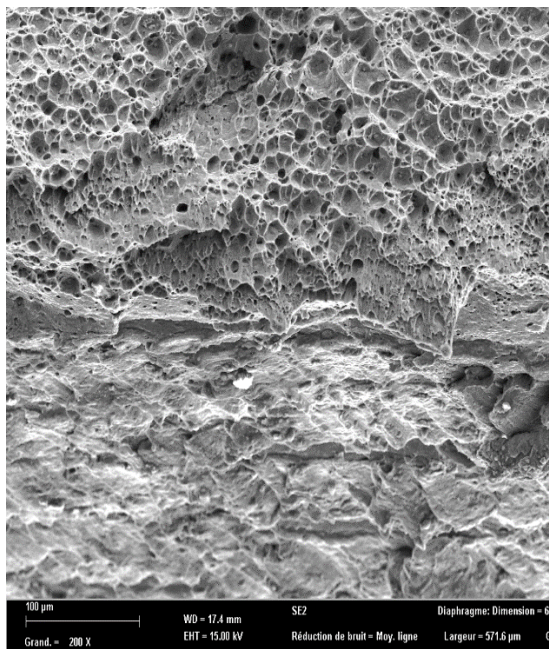
IV.5.2 Résultats de l'examen fractographique

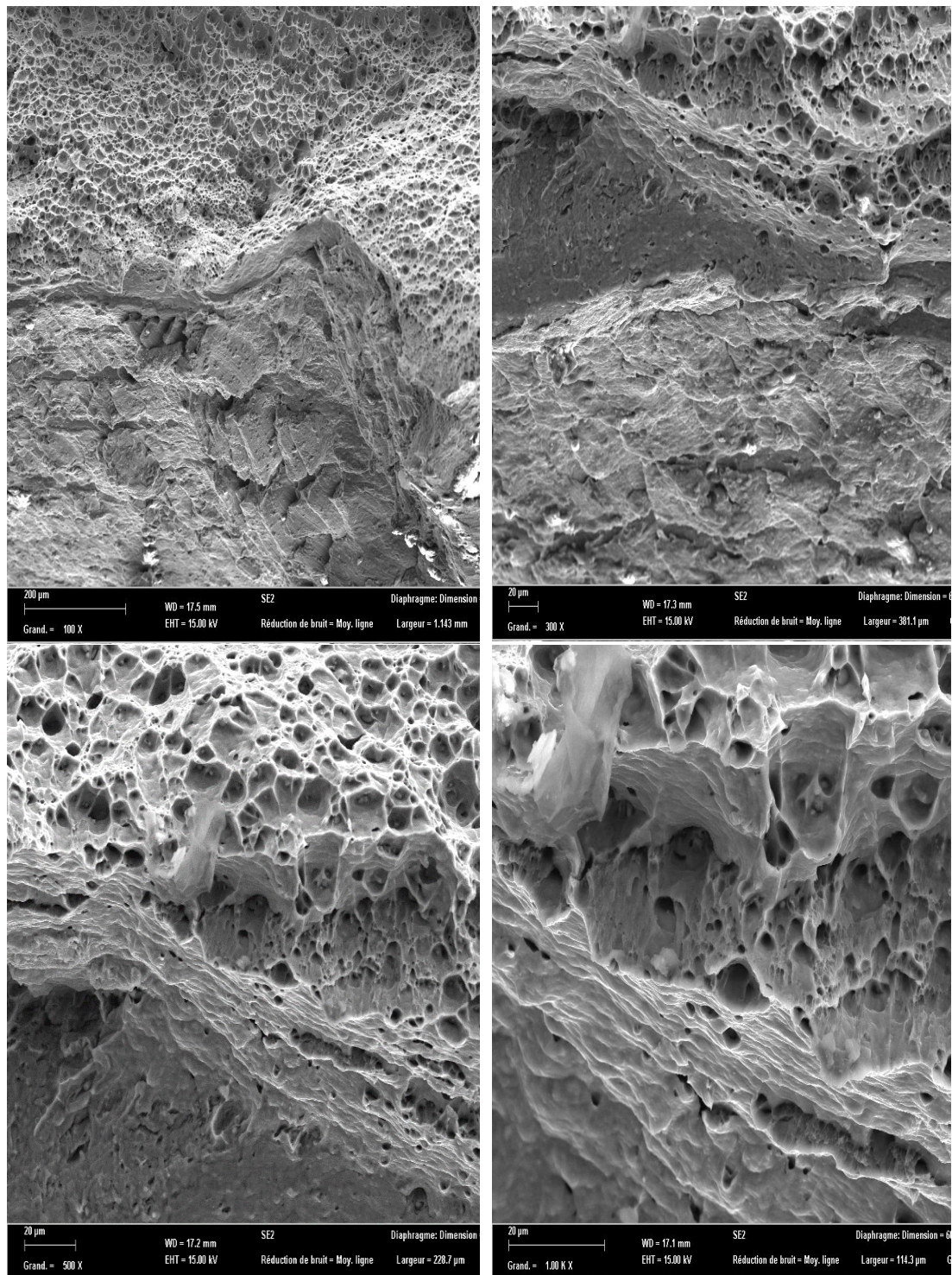
Morphologie observée : La présence de cavités, de striations et de poches déformées indique un comportement typique de rupture ductile (**Figures IV.18**). Il y a peu de surfaces lisses ou de facettes caractéristiques des fractures fragiles, ce qui renforce l'hypothèse d'une rupture ductile.

Rupture dans le cordon de soudure FSW : La fracture semble avoir lieu principalement dans la zone du cordon de soudure, qui est une région affaiblie par rapport au matériau de base. Cela est cohérent avec les contraintes introduites par le procédé de soudage FSW (zones thermiquement affectées).

Caractéristiques de la rupture : La présence de nombreuses cavités et striations confirme le mécanisme de rupture ductile par coalescence de cavités, typique des alliages d'aluminium soumis à un chargement de traction.

Conclusion : L'examen fractographique confirme un type de rupture ductile avec des caractéristiques morphologiques comprenant des cavités, des striations et des déformations plastiques visibles sur les surfaces fracturées. La localisation de la rupture dans le cordon de soudure FSW est probablement due à une concentration de contraintes ou à des défauts microscopiques dans cette zone.





Figures IV.18 : Images MEB de la surface de rupture — observation des cavités et striations caractéristiques d'une rupture ductile.⁷⁴

Conclusion Générale et Perspectives

Conclusion Générale et Perspectives

Synthèse des principaux résultats

Ce mémoire a présenté une approche méthodologique originale couplant simulation numérique par éléments finis et optimisation multi-objectif par essaim particulaire pour la détermination des paramètres optimaux du procédé de soudage par friction malaxage. Cette démarche a été appliquée à cinq nuances représentatives de différents domaines industriels : l'acier 34CrMo4, le bronze CuSn8, et trois alliages d'aluminium (Al 5083, Al 6061, Al 7075).

La simulation numérique sous ABAQUS a permis de construire une base de données exhaustive pour chaque matériau, corrélant les paramètres de soudage (vitesse de rotation, vitesse d'avance, force axiale) aux grandeurs d'intérêt (température maximale, contraintes résiduelles, distorsion, résistance mécanique). Les résultats de simulation mettent en évidence les comportements thermomécaniques distincts de chaque nuance, directement liés à leurs propriétés intrinsèques. L'utilisation de la formulation CEL (Coupled Eulerian-Lagrangian) a permis de surmonter les difficultés liées aux grandes déformations caractéristiques du procédé FSW.

L'implémentation de l'algorithme MOPSO sous MATLAB a permis d'explorer efficacement l'espace des solutions et de construire des fronts de Pareto représentatifs pour chaque matériau. Les principales conclusions de l'étude sont les suivantes :

- Efficacité de l'approche couplée : la méthodologie simulation-optimisation proposée permet d'obtenir, pour chaque matériau, un ensemble de solutions Pareto-optimales offrant les meilleurs compromis entre contraintes résiduelles, distorsion et résistance mécanique. L'approche évite ainsi le recours à des campagnes expérimentales coûteuses et longues.

- Spécificités matériaux : chaque nuance présente un comportement distinct au FSW. Le bronze CuSn8, avec sa haute conductivité thermique, offre les meilleures performances en termes de contraintes résiduelles et de distorsion. L'acier 34CrMo4, bien que nécessitant des températures élevées, permet d'obtenir des résistances mécaniques élevées. Parmi les alliages d'aluminium, l'Al 7075 offre le meilleur compromis résistance/distorsion, confirmant son intérêt pour les applications aéronautiques.

- Paramètres optimaux : les solutions de compromis identifiées montrent que les vitesses de rotation optimales varient de 520 tr/min (acier) à 1280 tr/min (Al 6061), les vitesses d'avance de 130 à 420 mm/min, et les forces axiales de 7.5 à 20 kN. Ces plages sont cohérentes avec les recommandations de la littérature tout en offrant un affinement spécifique à chaque matériau.

- Performance de l'algorithme : l'algorithme MOPSO implémenté montre une convergence rapide (80 à 130 itérations selon les matériaux) et une bonne qualité des fronts de Pareto, avec des hypervolumes moyens compris entre 0.79 et 0.91.

- Validation expérimentale : les résultats expérimentaux obtenus au CRTI sur l'aluminium 3005 confirment les caractéristiques microstructurales attendues (ZATM avec grains affinés, ZAT avec grossissement des grains) et mettent en évidence les modifications mécaniques induites par le procédé FSW.

Apports scientifiques

Ce travail apporte plusieurs contributions au domaine de la recherche sur le FSW :

- Une modélisation numérique détaillée couvrant cinq nuances distinctes avec des lois de comportement spécifiques (Johnson-Cook, Zener-Hollomon), validant l'applicabilité de la formulation CEL sous ABAQUS pour des matériaux aux propriétés thermomécaniques très différentes.
- Une implémentation originale de l'algorithme MOPSO adaptée au problème spécifique de l'optimisation des paramètres FSW, intégrant des mécanismes de grille adaptative pour la sélection du gbest et une gestion efficace de l'archive externe.
- Une analyse comparative systématique des comportements des cinq nuances, fournissant des recommandations pratiques pour le choix des paramètres de soudage selon le matériau considéré.
- Une démonstration de la faisabilité de l'approche totalement numérique (simulation + optimisation) pour la qualification des paramètres FSW, ouvrant la voie à une réduction significative des coûts et délais de développement industriels.

Limites de l'étude

- Les résultats de simulation dépendent de la qualité des lois de comportement et des paramètres matériau utilisés. Une validation expérimentale systématique reste nécessaire pour confirmer les prédictions numériques.
- L'optimisation a été réalisée sur trois paramètres principaux (TRS, WS, Fa). L'intégration de paramètres supplémentaires (géométrie de l'outil, angle d'inclinaison, épaisseur des pièces) enrichirait l'espace de recherche.
- Les fonctions objectif considérées sont basées sur des simulations numériques. L'intégration de coûts de production ou de critères environnementaux constituerait une extension intéressante.

Perspectives

- Validation expérimentale : réaliser des campagnes de soudage FSW expérimentales avec les paramètres optimaux identifiés pour valider les prédictions numériques et affiner les modèles.
- Extension à d'autres matériaux : appliquer la méthodologie à d'autres familles de matériaux (alliages de titane, composites à matrice métallique, assemblages dissimilaires).
- Optimisation robuste : intégrer des incertitudes sur les propriétés matériau et les paramètres process pour obtenir des solutions robustes aux variations inévitables en production.
- Couplage avec l'apprentissage automatique : utiliser des réseaux de neurones ou des modèles de substitution (meta-modelling) pour accélérer l'évaluation des fonctions objectif, rendant l'optimisation plus rapide et applicable à des espaces de paramètres de plus grande dimension.
- Optimisation en temps réel : développer des stratégies d'optimisation adaptative pour le contrôle en temps réel du procédé FSW, permettant d'ajuster les paramètres pendant le soudage en fonction des mesures capteurs.

- Intégration de la fatigue : ajouter la tenue en fatigue comme critère d'optimisation, particulièrement pertinent pour les applications structurelles.

En conclusion, ce travail démontre le potentiel considérable de l'approche couplée simulation-optimisation pour la maîtrise du procédé FSW. La méthodologie proposée, reproductible et adaptable, constitue un outil d'aide à la décision précieux pour les industriels et les chercheurs souhaitant optimiser leurs paramètres de soudage pour des applications spécifiques.

Bibliographiques et webographies

Références

Les références bibliographiques et webographies suivantes ont été utilisées pour élaborer ce mémoire. Elles couvrent les domaines du soudage FSW, de la simulation numérique par éléments finis, de l'optimisation par essaim particulaire et des applications industrielles.

- [1] Thomas, W.M., Nicholas, E.D., Needham, J.C., Murch, M.G., Temple-Smith, P., Dawes, C.J. (1991). Friction stir butt welding. International Patent Application No. PCT/GB92/02203, The Welding Institute (TWI), Cambridge, UK.
- [2] Mishra, R.S., Ma, Z.Y. (2005). Friction stir welding and processing. Materials Science and Engineering: R: Reports, 50(1-2), 1-78.
- [3] Gemme, F. (2011). Modélisation numérique des phénomènes physiques du soudage par frottement-malaxage. Thèse de Doctorat, École Polytechnique de Montréal.
- [4] Nandan, R., DebRoy, T., Bhadeshia, H.K.D.H. (2008). Recent advances in friction-stir welding — Process, weldment structure and properties. Progress in Materials Science, 53(6), 980-1023.
- [5] Rezgui, F. (2020). Chapitre I : Soudage des métaux par friction malaxage. Université de Biskra.
- [6] Institut Belge de la Soudure. (2023). Le FSW permet d'assembler des alliages d'aluminium à haute résistance sans fusion. Publication technique.
- [7] Weiss, D. et al. (2022). Multi-Criteria Optimisation of Friction Stir Welding Parameters for EN AW-2024-T3. Materials (MDPI).
- [8] Kahhal, P. et al. (2022). A multi-objective optimization using response surface model coupled with particle swarm algorithm on FSW process parameters. Scientific Reports, 12, 2837.
- [9] Threadgill, P.L., Leonard, A.J., Shercliff, H.R., Withers, P.J. (2009). Friction stir welding of aluminium alloys. International Materials Reviews, 54(2), 49-93.
- [10] Nandan, R., DebRoy, T., Bhadeshia, H.K.D.H. (2008). Recent advances in friction-stir welding — Process, weldment structure and properties. Progress in Materials Science, 53(6), 980-1023.
- [11] Stirweld. (2025). Design and properties of FSW tools: a literature review. <https://stirweld.com/en/design-and-properties-of-fsw-tools/>
- [12] Influence of Tool Shoulder Geometry on Friction Stir Welding: A Literature Review. Academia.edu.
- [13] A Review on Tool Pin Geometry of Friction Stir Welding. (2024). Al-Khwarizmi Engineering Journal.
- [14] Tool Geometries and Design of FSSW Tools. (2025). Materials (MDPI), 18(14), 3248.
- [15] Rai, R., De, A., Bhadeshia, H.K.D.H., DebRoy, T. (2011). Review: Friction stir welding tools. Science and Technology of Welding and Joining, 16(4), 325-342.
- [16] Review: The Common Defects In Friction Stir Welding. (2020). International Journal of Scientific and Technology Research (IJSTR).
- [17] Microstructure Evolution during Dissimilar FSW of AA7003-T4 and AA6060-T4. (2018). Materials (MDPI).

- [18] A review on friction stir welding, parameters, microstructure, mechanical properties, post weld heat treatment and defects. (2018). MedCrave Online.
- [19] Sato, Y.S., Kokawa, H. (2001). Distribution of tensile property and microstructure in friction stir weld of 6063 aluminum. *Metallurgical and Materials Transactions A*, 32(12), 3023-3031.
- [20] Mahoney, M.W., Rhodes, C.G., Flintoff, J.G., Bingel, W.H., Spurling, R.A. (1998). Properties of friction-stir-welded 7075 T651 aluminum. *Metallurgical and Materials Transactions A*, 29(7), 1955-1964.
- [21] Fundamentals of Friction Stir Welding, its Application, and Advancements. (2021). ResearchGate.
- [22] Effect of FSW Parameters on Microstructure and Mechanical Properties of T-joints between Dissimilar Al-Alloys. (2022). UTHM Engineering Review.
- [23] Kumar, K., Kailas, S.V. (2008). The role of friction stir welding tool on material flow and weld formation. *Materials Science and Engineering: A*, 485(1-2), 367-374.
- [24] Machine learning-based prediction of FSW parameters for optimized tensile strength in aluminum alloys. (2025). *International Journal on Interactive Design and Manufacturing (IJIDeM)*, Springer.
- [25] Cam, G. (2011). Friction stir welded structural materials: Beyond Al-alloys. *International Materials Reviews*, 56(1), 1-48.
- [26] Assidi, M. et al. (2012). Numerical modeling of FSW process: a literature review. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*.
- [27] A Review on FSW/FSP: Numerical Modeling. (2023). *Materials (MDPI)*, 16(17), 5890.
- [28] FSW: A Critical Review of Analytical, Numerical, and Experimental Methods for Quantifying Heat Generation. (2026). *Machines (MDPI)*, 14(4), 440.
- [29] Clerc, M., Kennedy, J. (2002). The particle swarm - explosion, stability, and convergence in a multidimensional complex space. *IEEE Transactions on Evolutionary Computation*, 6(1), 58-73.
- [30] Liu et al. (2020). A Modified Analytical Heat Source Model for Numerical Simulation of Temperature Field in FSW. *Advances in Materials Science and Engineering*.
- [31] Khandkar, M.Z.H., Khan, J.A., Reynolds, A.P. (2003). Prediction of temperature distribution and thermal history during FSW. *Science and Technology of Welding and Joining*, 8(3), 165-174.
- [32] Chao, Y.J., Qi, X. (1998). Thermal and thermo-mechanical modeling of friction stir welding of aluminum alloy 6061-T6. *Journal of Materials Processing and Manufacturing Science*, 7(2), 215-233.
- [33] Xu, H., Cheng, S., Zhang, Y. (2026). An adaptive heat source model for FSW. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*.
- [34] Salloomi, K.N. (2020). Temperature and Stress Evaluation during Three Different Phases of FSW of AA 7075-T651 Alloy. *Modelling and Simulation in Engineering*, Wiley.
- [35] Buffa, G., Hua, J., Shivpuri, R., Fratini, L. (2006). A continuum based FEM model for FSW — model development. *Materials Science and Engineering: A*, 419(1-2), 389-396.
- [36] Thermo-mechanical analysis of linear welding stage in FSW using ABAQUS/Explicit — Johnson-Cook law applied to AA 2024 T351. (2019). Academia.edu.

- [37] Numerical Simulation of FSW Based on ABAQUS Environment. (2016). Thermo-mechanical FEM using Coupled Eulerian Lagrangian method for AA 6082-T6 alloy. ResearchGate.
- [38] Ahadi, A. et al. (2019). Fully Coupled Thermo-Mechanical Modelling of the Initial Phase of FSW Using Finite Element Analysis. Metallurgical and Material Engineering.
- [39] Two-Dimensional Finite Element Simulation of Material Flow in FSW — Lagrangian incremental technique for AA2024-T4. (2008). ScienceDirect.
- [40] Formation Mechanism of Residual Stress in FSW based on Thermo-Mechanical Coupled Simulation. (2025). Symmetry (MDPI), 17(6), 917.
- [41] Coupled Eulerian-Lagrangian Prediction of Thermal and Residual Stress Environments in Dissimilar FSW. (2021). Journal of Advanced Joining Processes, ScienceDirect.
- [42] Prediction of Residual Stresses within Dissimilar Al/Steel FSW Lap Welds using an Eulerian-based Modeling Approach. (2022). Journal of Manufacturing Processes, ScienceDirect.
- [43] Measurement and Simulation of Thermal-Induced Residual Stresses within Friction Stir Lapped Al/Steel Plate. (2022). Journal of Manufacturing Processes, ScienceDirect.
- [44] Buffa, G., Hua, J., Shivpuri, R., Fratini, L. (2006). A continuum based FEM model for FSW — model development. Materials Science and Engineering: A, 419(1-2), 389-396.
- [45] Johnson, G.R., Cook, W.H. (1983). A constitutive model and data for metals subjected to large strains, high strain rates, and high temperatures. Proceedings of the 7th International Symposium on Ballistics, The Hague, 541-547.
- [46] Thermo-mechanical analysis of linear welding stage in FSW using ABAQUS/Explicit — Johnson-Cook law applied to AA 2024 T351. (2019). Academia.edu.
- [47] Improving Simulation Model Accuracy for FSW of AA 2219. (2025). PMC. Norton viscoplastic friction law.
- [48] Parametric Investigation of FSW of Aluminum Alloy and Inconel 718 using FEA. (2024). Discover Mechanical Engineering, Springer.
- [49] Sheppard, T., Wright, D.S. (1979). Determination of flow stress: Part 1 constitutive equation for aluminum alloys at elevated temperatures. Metals Technology, 6(1), 215-223.
- [50] Zener-Hollomon Parameter. (2023). ScienceDirect Topics. $Z = \dot{\epsilon} \times \exp(Q/RT)$.
- [51] Transient Heat and Material Flow Modeling of FSP of Magnesium Alloy using Threaded Tool. (2011). Metallurgical and Materials Transactions A, Springer.
- [52] Effect of Workpiece/Tool Heat Transfer and Friction Coefficients on Accuracy of Simulated Temperatures and Torques in a FSW Plunge. (2024). PMC/MDPI.
- [53] CFD Modelling of Temperature Distribution and Material Flow in FSW of DH36 Shipbuilding Grade Steel. (2020). Transactions of the Indian Institute of Metals, Springer.
- [54] Simulation of Temperature Field and Optimization of Welding Parameters in FSW of Thick Large Circular Storage Tank. (2024). International Journal of Advanced Manufacturing Technology, Springer.
- [55] Optimization of Process Parameters in FSW of 2219 Aluminum Alloy Thick Plate. (2023). International Journal of Advanced Manufacturing Technology, Springer.

- [56] Two-Dimensional Finite Element Simulation of Material Flow in FSW. (2008). Technique lagrangienne incrémentale. ScienceDirect.
- [57] Schmidt, H., Hattel, J., Wert, J. (2004). An analytical model for the heat generation in friction stir welding. *Modelling and Simulation in Materials Science and Engineering*, 12(1), 143-157.
- [58] A Physics-Informed Machine Learning Model of Dissimilar FSW to Tailor Residual Stress using CEL Approach. (2024). *Journal of Materials Engineering and Performance*, Springer.
- [59] Engelbrecht, A.P. (2007). *Computational Intelligence: An Introduction*. Second Edition, John Wiley & Sons, Chapter 16: Particle Swarm Optimization.
- [60] Kennedy, J., Eberhart, R. (1995). Particle swarm optimization. *Proceedings of the IEEE International Conference on Neural Networks (ICNN'95)*, Perth, Australia, pp. 1942-1948.
- [61] Particle Swarm Optimisation: A Historical Review up to the Current Developments. (2020). *Entropy*, MDPI, 22(3), 362.
- [62] Particle Swarm Optimization Algorithm and its Applications: A Systematic Review. (2022). *Archives of Computational Methods in Engineering*, Springer.
- [63] Particle Swarm Optimization Applications to Mechanical Engineering: A Review. (2015). ScienceDirect.
- [64] Eberhart, R.C., Shi, Y. (2001). Particle swarm optimization: Developments, applications and resources. *Proceedings of the 2001 Congress on Evolutionary Computation*, pp. 81-86.
- [65] MathWorks. Particle Swarm Optimization Algorithm — MATLAB & Simulink Documentation. Natick, MA: MathWorks.
- [66] Kahhal, P., Ghasemi, M., Kashfi, M., Ghorbani-Menghari, H., Kim, J.H. (2022). A multi-objective optimization using response surface model coupled with particle swarm algorithm on FSW process parameters. *Scientific Reports*, 12, 2837.
- [67] A comprehensive review of multi-objective optimization of friction stir welding processes. (2024). *Welding in the World*, Springer.
- [68] Coello Coello, C.A., Pulido, G.T., Lechuga, M.S. (2004). Handling multiple objectives with particle swarm optimization. *IEEE Transactions on Evolutionary Computation*, 8(3), 256-279.
- [69] A multi-objective optimization using RSM coupled with MOPSO on FSW process parameters. PMC (open access).
- [70] Improved Many-Objective Particle Swarm Optimization (IMaOPSO) for Welding Sequence Optimization. (2026). *PLOS One*.
- [71] Deb, K., Pratap, A., Agarwal, S., Meyarivan, T. (2002). A fast and elitist multiobjective genetic algorithm: NSGA-II. *IEEE Transactions on Evolutionary Computation*, 6(2), 182-197.
- [72] Optimization of FSW Process using NSGA-II and DEMO. (2017). ResearchGate.
- [73] Multi Objective FSW Process Parameters Optimization using NSGA-II. (2018). ResearchGate.
- [74] Integrated multiobjective optimization of RFSSW parameters for AA2024-T3 using ANOVA, Machine Learning and NSGA-II. (2025). ResearchGate.

- [75] Multi-Objective Optimization of FSW of AA6061-T6 and AA7075-T6 using Biogeography Based Optimization Algorithm. (2017). PMC.
- [76] Optimization of FSW Parameters for Enhancing Dissimilar Joint Strength of AA7050 and AA6061 using RSM. (2023). ScienceDirect.
- [77] Application of Response Surface Methodology for Optimizing FSW Parameters of AA6082-T6. (2025). ScienceDirect.
- [78] Box, G.E.P., Wilson, K.B. (1951). On the experimental attainment of optimum conditions. Journal of the Royal Statistical Society Series B, 13(1), 1-45.
- [79] Montgomery, D.C. (2012). Design and Analysis of Experiments (8th ed.). John Wiley & Sons.
- [80] Model Development for Mechanical Properties and Weld Quality Class of FSW using Multi-Objective Taguchi Method and RSM. (2015). ResearchGate.
- [81] Optimization of Process Parameters for Tensile Strength and Micro Hardness of FSW AA6082 using RSM. (2018). Academia.edu.
- [82] Optimization of Tensile Strength and Hardness for FSW AA6063-T6 Pipes using RSM-based Grey Relational Analysis. (2025). Discover Materials, Springer.
- [83] Optimization of FSW Tool Advance Speed via Monte-Carlo Simulation. (2014). PMC.
- [84] Machine Learning-based Prediction of FSW Parameters for Optimized Tensile Strength in Aluminum Alloys. (2024). PMC.
- [85] Determination of Best Tool Geometry for FSW of AA 6061-T6 using Hybrid PCA-TOPSIS Optimization Method. (2020). ScienceDirect.
- [86] Okuyucu, H., Kurt, A., Arcaklioglu, E. (2007). Artificial neural network application to the friction stir welding of aluminum plates. Materials and Design, 28(1), 78-84.
- [87] Fratini, L., Buffa, G., Palmeri, D. (2009). Using a neural network for predicting the average grain size in FSW processes. Computers and Structures, 87(17-18), 1166-1174.
- [88] Sustainability-based Optimization of Dissimilar FSW Parameters. (2023). Neural Computing and Applications, Springer, 35, 5221-5249.
- [89] ASTM International. (2016). Standard Test Methods for Tension Testing of Metallic Materials. ASTM E8/E8M-16.
- [90] ASTM International. (2016). Standard Test Method for Vickers Hardness of Metallic Materials. ASTM E92-16.
- [91] Effects of Underwater FSW Heat Generation on Residual Stress of AA6068-T6 Aluminum Alloy. (2022). PMC.
- [92] ASM International. (1990). Properties and Selection: Nonferrous Alloys and Special-Purpose Materials. ASM Handbook, Vol. 2.
- [93] Dursun, T., Soutis, C. (2014). Recent developments in advanced aircraft aluminium alloys. Materials and Design, 56, 862-871.

- [94] Li, S.S. et al. (2023). Development and applications of aluminum alloys for aerospace industry. Journal of Materials Research and Technology, 27, 944-983.
- [95] Thèse : Soudage FSW hétérogène d'alliages d'aluminium des séries 2xxx / Titane Ti-6Al-4V. (2021). MINES Saint-Etienne (EMAC).
- [96] Cam, G., Javaheri, V., Heidarzadeh, A. (2023). Advances in FSW and FSSW of dissimilar Al-alloy plates. Journal of Adhesion Science and Technology, 37(2), 162-194.
- [97] Hibbitt, Karlsson & Sorensen / Dassault Systèmes. ABAQUS/Standard User's Manual, Version 6.14. Simulia Corp.
- [98] Dassault Systèmes. (2021). ABAQUS Theory Guide, Version 2021. Simulia Corp., Providence, RI.
- [99] Numerical Simulations of FSSW using Coupled Eulerian-Lagrangian Approach. (2024). Springer Book Series.
- [100] Gemme, F. (2011). Modélisation numérique des phénomènes physiques du soudage par frottement-malaxage. Thèse de Doctorat, École Polytechnique de Montréal.
- [101] Thèse : Étude et modélisation du comportement mécanique de panneaux de structure soudés par FSW. (2018). MINES ParisTech.
- [102] Feulvarch, E., Robin, V., Bergheau, J.M. (2013). FSW modelling with SYSWELD: Application to 6082-T6 alloy. Journal of Materials Processing Technology, 213(4), 543-548.
- [103] Heinz, A. et al. (2000). Recent development in aluminium alloys for aerospace applications. Materials Science and Engineering A, 280(1), 102-107.
- [104] MathWorks. Global Optimization Toolbox — MATLAB Documentation. Natick, MA.
- [105] Wang, D., Tan, D., Liu, L. (2018). Particle swarm optimization algorithm: an overview. Soft Computing, 22, 387-408.
- [106] Tharwat, A., Gaber, T., Hassanien, A.E., Elnaghi, B.E. (2017). Particle Swarm Optimization: A Tutorial. Handbook of Research on Machine Learning Innovations and Trends, IGI Global.
- [107] Clerc, M. (2003). L'Optimisation par Essaims Particulaires. Tutorial, www.mauriceclerc.net.
- [108] Abdelouahab, A. (2025). Analyse de la génération des contraintes thermiques dans le procédé de soudage Friction Malaxage (FSW). Mémoire de Master 2, Université Aboubakr Belkaïd - Tlemcen.
- [109] SOUDAGE DE L'ALUMINIUM PAR FRICTION MALAXAGE (FSW) Auteur : Maurice Duval .11 Janvier 2018.
- [110] C. B. Fuller, 2007, Friction Stir Welding and Processing - Chapter 2 Friction Stir Tooling: Tool Materials and Designs, Friction Stir Welding and Processing, Edit par R.S. Mishra et M.W. Mahoney, ISBN-13 978-0-87170-840-3, ASM International.