



HAL
open science

Simulation numérique des procédés thermomécaniques dans une approche couplant les écoulements du fluide avec les déformations du solide : application au soudage laser et à la fusion d'un lit de poudre

Yassine Saadlaoui

► To cite this version:

Yassine Saadlaoui. Simulation numérique des procédés thermomécaniques dans une approche couplant les écoulements du fluide avec les déformations du solide : application au soudage laser et à la fusion d'un lit de poudre. Mécanique des fluides [physics.class-ph]. Université de Lyon, 2019. Français. NNT : 2019LYSES005 . tel-02467818

HAL Id: tel-02467818

<https://theses.hal.science/tel-02467818>

Submitted on 5 Feb 2020

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

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



N° d'ordre NNT : xxx

THÈSE DE DOCTORAT DE L'UNIVERSITÉ DE LYON
opérée au sein de
l'Université Jean Monnet

École Doctorale 488
Science Ingénierie Santé

Spécialité de doctorat :
Discipline :

Soutenance publique le 22/03/2019, par :
Yassine SAADLAOUI

**Simulation numérique des procédés thermomécaniques dans une approche
couplant les écoulements du fluide avec les déformations du solide :
application au soudage laser et à la fusion d'un lit de poudre**

Devant le jury composé de :

LEBLOND Jean-Baptiste, Professeur, Université Paris-Sorbonne	Examineur
RASSINEUX Alain, Professeur, Université de technologie de Compiègne	Rapporteur
MAITOURNAM Habibou, Professeur, ENSTA ParisTech	Rapporteur
CARIN Muriel, Maître de conférence, Université de Bretagne-Sud	Examinatrice
TARDIFS Nicolas, Maître de conférence, INSA Lyon	Examineur
BERGHEAU Jean-Michel, Professeur, ENISE Saint Étienne	Directeur de thèse
DELACHE Alexandre, Maître de conférence, UJM Saint Étienne	Directeur de thèse
FEULVARCH Eric, Professeur, ENISE Saint Étienne	Co-directeur de thèse
BOITOUT Frédéric, Docteur, ESI-GROUP Lyon	Invité

Résumé

Simulation numérique des procédés thermomécaniques dans une approche couplant les écoulements du fluide avec les déformations du solide : application au soudage laser et à la fusion d'un lit de poudre

Dans le cadre de ce travail, des méthodes numériques sont développées afin de simuler le soudage laser et la fusion d'un lit de poudre tout en tenant compte de leur complexité. Ces méthodes se reposent sur une nouvelle stratégie de couplage fluide/solide. Elles permettent de simuler la formation de la zone fondue en tenant compte des écoulements du fluide à travers les deux effets de la tension de surface ("effet de courbure" et "effet Marangoni") et la flottabilité. Une approche ALE est utilisée afin de suivre l'évolution de la surface libre. L'interaction entre les écoulements du fluide dans le bain fondu et les déformations du solide dans le métal de base est assurée en imposant les vitesses du solide au cours du calcul fluide. Plusieurs tests analytiques et numériques sont utilisés afin de valider la formulation du problème fluide et la nouvelle stratégie de couplage fluide/solide. Les résultats montrent l'efficacité et la robustesse des méthodes numériques développées.

Comme première application, une simulation thermomécanique du soudage laser est réalisée. Les résultats obtenus montrent une bonne cohérence avec les résultats de la littérature. La deuxième application consiste à simuler la fusion d'un lit de poudre. Elle permet de prendre en compte le retrait de la couche de poudre après fusion et le changement des propriétés thermophysiques en fonction de l'état de matière (poudre ou compact).

Si le travail de thèse a consisté principalement à développer des méthodes numériques, il comporte aussi une partie expérimentale. Un montage spécifique a ainsi été réalisé en utilisant différents outils d'instrumentation. Ces outils ont permis dans un premier temps de mieux comprendre les phénomènes physiques mis en jeu par les deux procédés. Dans un deuxième temps, une base de données (morphologie du bain, température et contraintes résiduelles) sur des pièces soudées est constituée. Cette base de données permettra dans un travail ultérieur, de réaliser une démarche de validation globale des méthodes numériques proposées.

Mots clés: *Méthodes numériques, Écoulements du fluide, Bain fondu, Couplage fluide/solide, Soudage laser, Fusion d'un lit de poudre.*

Abstract

Numerical simulation of thermal-mechanical processes in an approach coupling fluid flows with solid deformations: application to laser welding and melting of a powder bed

In the current study, numerical methods are developed to simulate the laser welding and the melting of a powder bed while taking into account their complexity. These methods are based on a new strategy of fluid/solid coupling. They allow to simulate the formation of the melted zone by taking into account the fluid flows through the two effects of the surface tension ("curvature effect" and "Marangoni effect") and the buoyancy. An ALE approach is used to follow the evolution of the free surface. The interaction between the fluid flows in the molten pool and the deformations in the solid part is ensured by imposing the velocities of the solid nodes during the fluid computation. Several analytical and numerical tests are used to validate the formulation of the fluid problem and the new strategy of fluid/solid coupling. The results confirm the efficiency and the robustness of the numerical methods developed.

As first application, a thermal-fluid-mechanical simulation of laser welding is carried out. The results obtained show a good correlation with the literature results. The second application consists of simulating the melting of a powder bed. It allows to take into account the shrinkage of the powder layer after melting, and the change of the thermal-physical properties depending on the material state (powder or compact).

Although the study consisted mainly in developing numerical methods, it also includes an experimental part. Specific set-up has been done using different instrumentation tools. These tools allow to better understand the physical phenomena involved during the two processes. In a second step, a database (morphology of molten pool, temperature and residual stresses) on welded parts is constituted. This database will allow in a subsequent work to carry out a global validation process of the proposed numerical methods.

Key words: *Numerical method, Fluid flows, Molten pool, fluid/solid coupling, Laser welding, Melting of a powder bed.*

Table des matières

INTRODUCTION GÉNÉRALE	xv
CHAPITRE 1 ÉTAT DE L'ART	3
1.1 INTRODUCTION	4
1.2 PROCÉDÉS THERMOMÉCANIQUES À HAUTE TEMPÉRATURE	4
1.2.1 Techniques de soudage	4
1.2.2 Procédés de fabrication additive	4
1.2.3 Phénomènes physiques impliqués	6
1.3 SIMULATION NUMÉRIQUE DES PROCÉDÉS À HAUTE TEMPÉRATURE	8
1.3.1 Simulation thermomécanique : conséquences induites	8
1.3.2 Simulation du procédé : échelle mésoscopique	11
1.4 MODÉLISATION NUMÉRIQUE DU BAIN FONDU	13
1.4.1 Phénomènes physiques : moteurs d'écoulement dans le bain fondu	13
1.4.2 Modélisation du bain fondu au cours du soudage laser	16
1.4.3 Modélisation du bain fondu au cours de la fusion d'un lit de poudre	18
1.5 CONCLUSION	22
CHAPITRE 2 MODÉLISATION NUMÉRIQUE DU BAIN FONDU	23
2.1 INTRODUCTION	24
2.2 ÉCOULEMENT DU FLUIDE ET PHÉNOMÈNES PHYSIQUES IMPLIQUÉS	24
2.3 FORMULATION DU PROBLÈME FLUIDE	25
2.3.1 Formulation forte	26
2.3.2 Formulation faible	28
2.3.3 Discrétisation par élément fini	29
2.3.4 Modélisation des effets de la tension de surface	33
2.3.5 Actualisation de la surface libre	35
2.4 APPLICATION DE VALIDATION	39
2.4.1 Problème du ballottement	39
2.4.2 Problème de soudage ponctuel : Benchmark	46
2.5 CONCLUSION	53
CHAPITRE 3 MODÉLISATION DU COUPLAGE FLUIDE/SOLIDE	55
3.1 INTRODUCTION	56
3.2 STRATÉGIE DE COUPLAGE DES ÉTATS FLUIDE ET SOLIDE	56
3.2.1 Introduction	56
3.2.2 Principe de la stratégie de couplage fluide/solide	57
3.2.3 Différentes zones à considérer pour le calcul mécanique	59
3.3 PROCÉDURE DU COUPLAGE FLUIDE/SOLIDE	59
3.3.1 Principales étapes du calcul	59
3.3.2 Actualisation du maillage	64

3.4	LOIS DE COMPORTEMENT DES DIFFÉRENTES ZONES	66
3.4.1	<i>Introduction</i>	66
3.4.2	<i>Loi de comportement de l'état solide</i>	67
3.4.3	<i>Calcul de l'état de contrainte de la zone pâteuse</i>	68
3.5	TEST DE VALIDATION	68
3.5.1	<i>Introduction</i>	68
3.5.2	<i>Modèle numérique</i>	69
3.5.3	<i>Résultats</i>	70
3.6	CONCLUSION	73
CHAPITRE 4 APPLICATION : SIMULATIONS NUMÉRIQUES DE SOUDAGE LASER ET DE FUSION D'UN LIT DE POUDRE		75
4.1	INTRODUCTION	76
4.2	SIMULATION NUMÉRIQUE DE SOUDAGE LASER	76
4.2.1	<i>Modèle numérique</i>	76
4.2.2	<i>Résultats thermo-fluide</i>	77
4.2.3	<i>Effet des écoulements du fluide sur l'évolution de la température</i> .	78
4.2.4	<i>Influence du gradient de la tension de surface</i>	78
4.2.5	<i>Influence de l'effet normal de la tension de surface</i>	83
4.2.6	<i>Étude de sensibilité</i>	89
4.2.7	<i>Effet du couplage fluide/solide</i>	94
4.3	PREMIÈRE APPROCHE POUR LA SIMULATION NUMÉRIQUE DE LA FUSION D'UN LIT DE POUDRE	100
4.3.1	<i>Introduction</i>	100
4.3.2	<i>Phénomènes physiques impliqués</i>	100
4.3.3	<i>Stratégie de la simulation du procédé de fusion d'un lit de poudre</i>	102
4.3.4	<i>Simulation numérique de la fusion d'un lit de poudre</i>	103
4.4	CONCLUSION	108
CHAPITRE 5 ÉTUDE EXPÉRIMENTALE : INSTRUMENTATION DES PROCÉDÉS DE SOUDAGE LASER ET DE FUSION D'UN LIT DE POUDRE		111
5.1	INTRODUCTION	112
5.2	MISE EN PLACE DE L'EXPÉRIMENTATION	112
5.2.1	<i>Démarche proposée</i>	112
5.2.2	<i>Dispositif expérimental</i>	113
5.2.3	<i>Préparation des échantillons</i>	117
5.3	MISE EN ŒUVRE DES ESSAIS	118
5.3.1	<i>Soudage laser</i>	118
5.3.2	<i>Fusion d'un lit de poudre</i>	121
5.4	RÉSULTATS	121
5.4.1	<i>Soudage laser</i>	121
5.4.2	<i>Fusion d'un lit de poudre</i>	126
5.5	CONCLUSION	131
CONCLUSION GÉNÉRALE		133
A PROPRIÉTÉS PHYSIQUES ET MÉCANIQUE DE L'ACIER IN-OXYDABLE 316L		137
A.1	DESCRIPTION DE L'ACIER INOXYDABLE 316L	138

A.2 PROPRIÉTÉS PHYSIQUES	138
A.3 PROPRIÉTÉS MÉCANIQUES	139
B PROPRIÉTÉS PHYSIQUES DES DEUX ÉTATS : POUDRE ET COMPACT	143
TABLE DES FIGURES	145
LISTE DES TABLEAUX	150
BIBLIOGRAPHIE	151

Introduction générale

Le soudage est un procédé d'assemblage très ancien qui remonte à l'âge des métaux. Différentes techniques ont été développées au fil du temps : en commençant par l'assemblage par chauffage et martelage, le soudage à l'arc, le soudage par résistance et jusqu'aux techniques récentes qui s'appuient sur les faisceaux d'électrons et le laser. Parmi ces techniques récentes, le soudage laser est très utilisé par l'industrie depuis cinquante ans. Le procédé consiste à utiliser un faisceau laser pour assembler différents métaux (aciers au carbone, aciers inoxydables, aluminium et titane). Le faisceau est une source de chaleur extrêmement concentrée qui peut donner des soudages étroits et profonds. Cette technique possède différents avantages par rapport aux autres procédés de soudage, on cite : l'absence de chanfrein à réaliser sur les bords à assembler, l'absence de matériau d'apport, une grande vitesse d'avance, une profondeur de soudage maîtrisée, une zone affectée thermiquement réduite ainsi que la faible déformation des pièces soudées.

Depuis peu, les procédés de fabrication additive commencent à occuper une place de plus en plus importante dans le monde industriel surtout ceux qui reposent sur la fusion d'un lit de poudre (la fusion sélective par laser : SLM). Ils consistent à fabriquer des pièces couche par couche en utilisant un faisceau laser pour fusionner des lits de poudre.

Ces techniques d'assemblage et de fabrication sont des procédés multi-physiques qui mettent en jeu des températures élevées et dont les conséquences métallurgiques et mécaniques doivent être contrôlées afin de garantir une bonne qualité (état de surface, durée de vie...) des pièces fabriquées. Plusieurs travaux expérimentaux ont montré que les caractéristiques finales de ces pièces sont très sensibles aux paramètres de fabrication ou de soudage. L'optimisation de ces paramètres est donc une étape indispensable pour obtenir des pièces de haute qualité. Les essais expérimentaux peuvent être utilisés comme un moyen d'optimisation. En revanche, ils sont généralement longs à mettre en œuvre et très coûteux sachant que par exemple, le procédé SLM possède environ 100 paramètres à optimiser. Dans ce contexte, la simulation numérique présente un intérêt tout particulier pour optimiser les paramètres du procédé, et prévoir les caractéristiques finales des pièces fabriquées pour un coût et dans un temps raisonnables.

En fonction des objectifs de la simulation, différentes approches ont été développées. Ces approches peuvent être classées en deux groupes, comprenant respectivement des simulations thermomécaniques pour prédire les conséquences métallurgiques et mécaniques induites par ces procédés, et des simulations du processus lui-même en intégrant les écoulements du fluide dans le bain fondu. L'industrie a joué un grand rôle dans le dé-

veloppement des simulations thermomécaniques, car elles ont pour objectif d'estimer les contraintes et les déformations résiduelles, fournissant ainsi des informations très utiles pour l'optimisation du procédé et la prédiction de la durée de vie en fatigue des pièces fabriquées. La partie thermique de ce type de simulation est généralement simplifiée afin de réduire le temps de calcul. L'apport de chaleur est alors représenté par une source de chaleur équivalente, dont les paramètres doivent être préalablement identifiés sur les zones affectées thermiquement observées expérimentalement. La simulation thermomécanique est donc réalisée en deux étapes : une simulation couplée thermo-métallurgique, suivie d'un calcul mécanique tenant compte des températures et des phases métallurgiques calculées précédemment. Ce type de simulation n'est pas totalement prédictif en ce qui concerne les distributions de température. Leur prédiction exige en effet de simuler soigneusement les écoulements du fluide, qui joue un rôle important, notamment sur la morphologie de la zone fondue. Plusieurs auteurs ont donc développé des approches numériques, dont le but est de simuler les phénomènes physiques impliqués par le processus lui-même. Parmi ces phénomènes, les écoulements du fluide dans le bain de fusion, liés en particulier à la tension de surface (effet Marangoni), ont un effet direct sur le champ de température et la morphologie du bain fondu.

Dans le cadre de cette thèse, nous proposons de développer un outil de calcul par éléments finis qui permet de simuler ces procédés thermomécaniques (particulièrement le soudage laser et la fusion d'un lit de poudre), tout en prenant en compte leur complexité. Notre méthode numérique se repose sur une nouvelle stratégie de couplage fluide/solide. Elle permet de simuler la formation de la zone fondue à surface libre déformable en tenant compte des écoulements du fluide à travers les deux effets de la tension de surface ("effet de courbure" et "effet Marangoni") et la flottabilité. L'interaction entre les écoulements du fluide dans le bain fondu et les déformations du solide dans le métal de base est aussi assurée. L'objectif ici est de prendre en compte l'effet des déformations du solide sur les écoulements du fluide et donc sur la morphologie du bain fondu. Cet effet peut être très important surtout pour les procédés mettant en jeu des contraintes appliquées ou des déformations des parties solides élevées (soudage par résistance par point, soudage en chanfrein étroit).

Le présent mémoire s'articule autour de cinq chapitres :

Le premier chapitre présente les procédés de soudage laser et de fusion sélective par laser. Leurs principes ainsi que les technologies associées sont décrits. Par la suite, une revue bibliographique orientée sur la modélisation du bain fondu pour ces deux procédés est présentée.

Le deuxième chapitre décrit les méthodes numériques proposées pour la simulation du bain fondu à surface libre déformable. Dans un premier temps, les moteurs d'écoulement du fluide et les phénomènes physiques qui peuvent apparaître pour les deux procédés thermomécaniques visés sont illustrés. Dans un second temps, une nouvelle formulation du problème fluide permettant de simuler ces phénomènes est présentée. Les méthodes de modélisation de la tension de surface et de l'évolution de la surface libre sont également détaillées. Enfin, des tests numériques trouvés dans la littérature sont utilisés afin de valider la méthode numérique proposée.

Le troisième chapitre présente notre stratégie du couplage fluide/solide. Elle consiste à prendre en compte l'effet des déformations du solide dans le métal de base sur les écoulements du fluide dans la zone fondue. Dans la première partie de ce chapitre, le principe et la mise en œuvre du couplage fluide/solide sont détaillés. La deuxième partie est consacrée aux lois de comportement des différentes zones et spécialement la zone

pâteuse située entre le métal de base et le métal en fusion. Un exemple numérique est présenté dans la dernière partie pour illustrer les développements réalisés.

Le quatrième chapitre présente des simulations de deux procédés en utilisant les méthodes numériques développées. Dans une première partie, les résultats d'une simulation thermo-fluide-mécanique de soudage laser sont donnés. L'influence des écoulements du fluide, des deux effets de tension de surface et du couplage fluide/solide sur les résultats numériques sont également étudiés. Dans la deuxième partie, une première simulation thermo-fluide de fusion d'un lit de poudre est proposée. Elle permet de prendre en compte le changement des propriétés thermophysiques en fonction de l'état de la matière (poudre ou compact).

Le dernier chapitre est dédié à l'expérimentation du soudage laser et de la fusion d'un lit de poudre. L'objectif est d'une part, de mieux comprendre la physique mise en jeu par ces deux procédés et, d'autre part et surtout, de construire une base de données expérimentale. Cette dernière pourra être utilisée dans un travail ultérieur afin de valider les modèles et les méthodes numériques développées dans cette thèse.

*

ÉTAT DE L'ART

Sommaire

1.1	INTRODUCTION	4
1.2	PROCÉDÉS THERMOMÉCANIQUES À HAUTE TEMPÉRATURE	4
1.2.1	<i>Techniques de soudage</i>	4
1.2.2	<i>Procédés de fabrication additive</i>	4
1.2.3	<i>Phénomènes physiques impliqués</i>	6
1.3	SIMULATION NUMÉRIQUE DES PROCÉDÉS À HAUTE TEM- PÉRATURE	8
1.3.1	<i>Simulation thermomécanique : conséquences induites</i>	8
1.3.2	<i>Simulation du procédé : échelle mésoscopique</i>	11
1.4	MODÉLISATION NUMÉRIQUE DU BAIN FONDU	13
1.4.1	<i>Phénomènes physiques : moteurs d'écoulement dans le bain fondu</i>	13
1.4.2	<i>Modélisation du bain fondu au cours du soudage laser</i>	16
1.4.3	<i>Modélisation du bain fondu au cours de la fusion d'un lit de poudre</i>	18
1.5	CONCLUSION	22

1.1 INTRODUCTION

Les procédés thermomécaniques occupent une grande partie dans le monde industriel (automobile, aéronautique, nucléaire...). Parmi ces procédés, le soudage est la technique la plus utilisée depuis la fin de *XIX^e* siècle. Contrairement au soudage, les procédés de fabrication additive surtout ceux qui reposent sur la fusion de lit de poudre commencent depuis peu à occuper une place dans ce monde. Ils consistent à fabriquer des pièces couche par couche en utilisant un faisceau laser pour fusionner des lits de poudre.

Dans ce chapitre, nous allons décrire deux procédés thermomécaniques : le soudage laser et la fusion sélective par laser. Ensuite, nous illustrons les principaux phénomènes physiques impliqués au cours de ces deux procédés. Nous finissons par la présentation de quelques travaux réalisés pour la modélisation numérique du soudage et de la fusion d'un lit de poudre.

1.2 PROCÉDÉS THERMOMÉCANIQUES À HAUTE TEMPÉRATURE

1.2.1 *Techniques de soudage*

1.2.1.1 Généralité

Le soudage est un procédé d'assemblage à haute température très ancien qui remonte à l'âge des métaux. Il possède différentes techniques qui ont subi plusieurs évolutions en commençant par l'assemblage par chauffage et martelage, le soudage par résistance, le soudage à l'arc, le soudage MIG/MAG et jusqu'aux techniques récentes qui s'appuient sur les faisceaux d'électrons et le laser. Au cours de notre étude, nous nous intéressons au soudage laser.

1.2.1.2 Le soudage laser

Le soudage laser est une technique de soudage à haute densité d'énergie. Il est particulièrement adapté aux processus exigeant une grande vitesse de soudage, de faibles déformations des pièces soudées et de forte pénétration du joint. Contrairement aux techniques classiques de soudage, le soudage laser se réalise sans apport de matière. Comme le montre la figure 1.1, son principe consiste à fusionner une partie du métal de base afin de créer le cordon de soudure. La fusion du métal de base donne lieu à l'apparition de plusieurs phénomènes physiques comme les écoulements du fluide dans le bain fondu.

1.2.2 *Procédés de fabrication additive*

1.2.2.1 Généralité

Afin de donner plus de libertés de conception et de pallier les limites des procédés classiques (usinage, moulage, forgeage...), la fabrication additive a été développée en

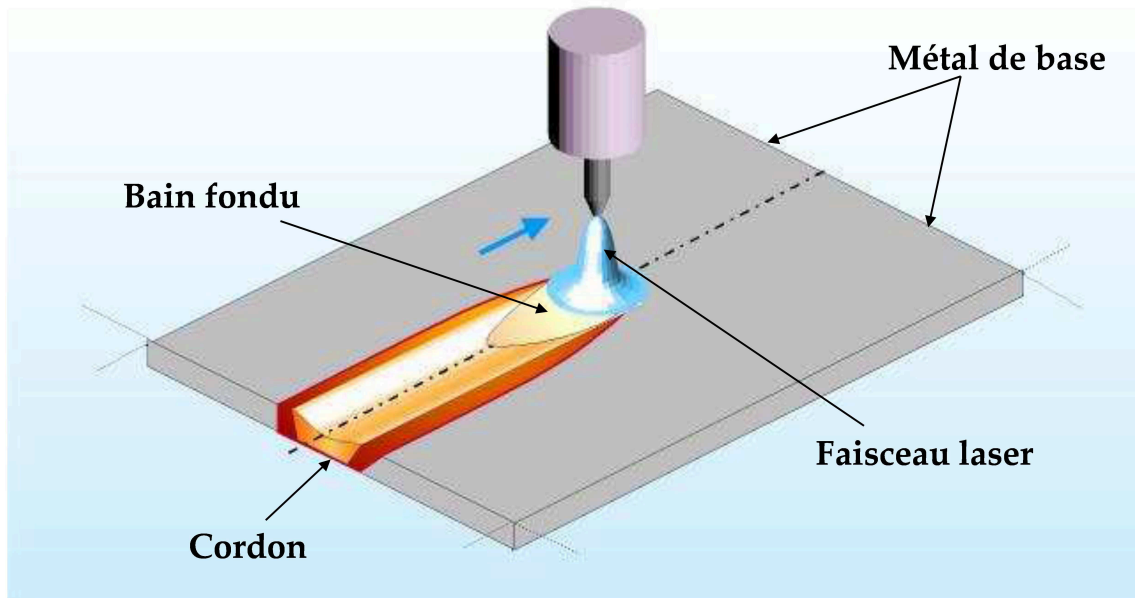


FIGURE 1.1 – Principe du soudage laser [1].

1960. Elle consiste à fabriquer couche par couche et en un temps réduit des pièces 3D à partir d'un modèle issu d'une conception assistée par ordinateur (CAO). Au début, la fabrication additive a été dédiée à la fabrication de prototypes et de maquettes. Depuis quelques années, elle a évolué pour répondre à des demandes de pièces mécaniques fonctionnelles et d'outillages. Elle permet en effet de fabriquer plus rapidement ou d'augmenter la complexité des pièces, à coût équivalent, augmentant ainsi leur productivité. Au vu de ces performances prometteuses, les ingénieurs et les chercheurs tentent de comprendre et d'améliorer les techniques de fabrication additive pour donner au concepteur encore plus de liberté, un choix plus étendu de matériaux, une grande précision et un temps de fabrication minimum.

La fabrication additive se décline en différents procédés qui offrent des opportunités spécifiques, comme procédés nous pouvons citer :

- Dépôt de filament extrudé en fusion (Fused Deposition Modeling : FDM)
- Dépôt de poudre métallique en fusion (Direct Metal Deposition : DMD)
- Fusion sélective par laser (Selective Laser Melting : SLM)

Au cours de notre étude, nous nous intéressons au procédé de fusion sélective par laser qui se repose sur la technique de la fusion d'un lit de poudre.

1.2.2.2 Fusion sélective par laser (SLM)

La fusion sélective par laser (Selective Laser Melting ou SLM) est un procédé de fabrication additive qui permet de réaliser des pièces métalliques de formes complexes pour différents secteurs industriels (aérospatiale, automobile, médical...). Le principe de ce procédé consiste à fusionner et souder ensemble plusieurs couches de poudre métallique à l'aide d'un faisceau laser. Un algorithme de balayage généré par un logiciel de FAO peut être utilisé pour commander la trajectoire de faisceau. Comme le montre la figure 1.2, la

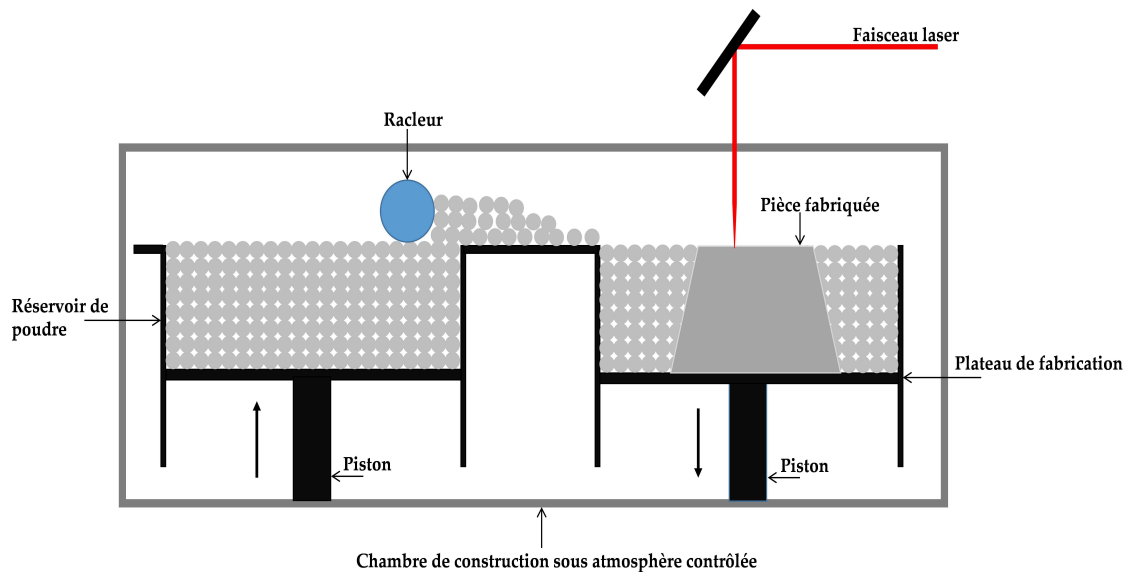


FIGURE 1.2 – Principe de procédé de fusion sélective par laser (SLM).

machine du SLM se compose d'un faisceau laser, d'une chambre de construction guidée par un piston, et un ou plusieurs racleurs qui fournissent et étalent la poudre.

La technologie de fusion sélective par laser a été développée afin de répondre aux besoins des pièces métalliques avec des bonnes propriétés mécaniques. Généralement, des lasers Nd :YAG ou à diodes sont utilisés afin d'augmenter le taux d'absorption de l'énergie par la poudre métallique. Au cours de ce procédé, le laser ne fond pas seulement la couche de poudre, mais aussi une partie des couches adjacentes et sous-jacentes. Ceci permet d'obtenir des liaisons métallurgiques entre les cordons de balayage et les couches précédentes. Vu ses opportunités, la technique SLM peut garantir des produits avec des propriétés similaires à celles obtenues par les procédés conventionnels (bonnes propriétés mécaniques, densité de 100%...) [2; 3]. Par contre, pour fabriquer des pièces mécaniques de bonne qualité, il faut bien optimiser les paramètres du procédé (vitesse de balayage, puissance du laser, épaisseur de couche...). Ces paramètres sont nombreux et ils ont des effets directs plus moins importants sur les caractéristiques des pièces fabriquées (propriétés mécaniques, état de surface, microstructure...) [2; 3; 4]. Vu le nombre élevé des paramètres SLM, leur optimisation en utilisant des essais expérimentaux peut être lente et très coûteuse. Pour cette raison, plusieurs chercheurs travaillent sur la simulation numérique du SLM afin d'offrir une solution alternative qui peut aider à optimiser ces paramètres avec un coût raisonnable.

1.2.3 Phénomènes physiques impliqués

1.2.3.1 Phénomènes liés au cycle thermique

Au cours des opérations de soudage et des procédés de fabrication additive, les cycles thermiques engendrent des changements d'état (vapeur, liquide et solide). Généralement, ces cycles thermiques sont caractérisés par un chauffage rapide suivi par un refroidisse-

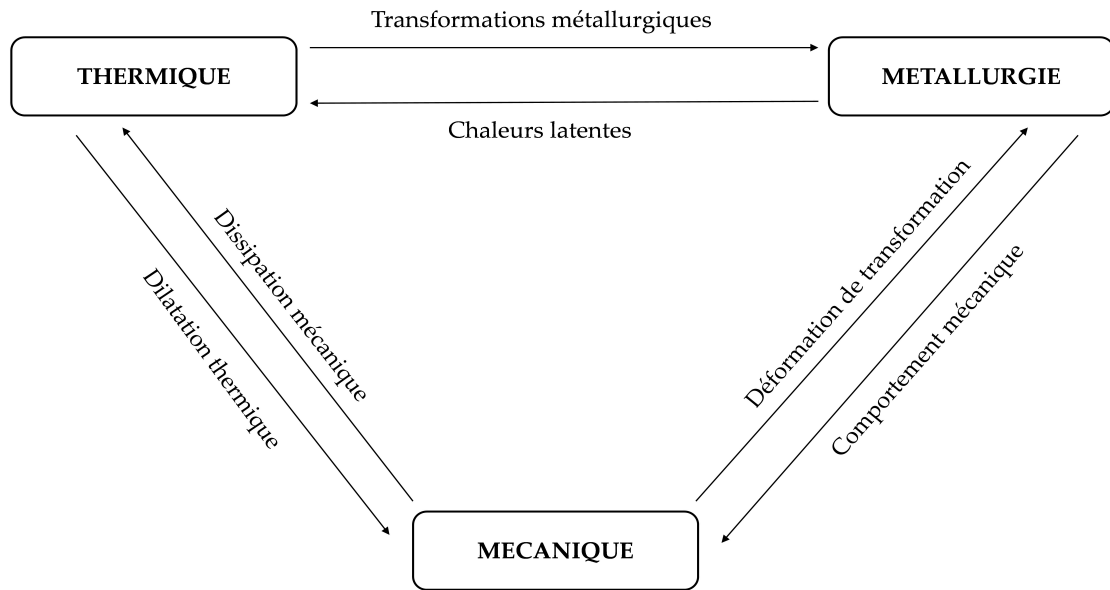


FIGURE 1.3 – Interaction et couplage entre thermique, métallurgie et mécanique.

ment à température ambiante. Les cycles thermiques et les changements d'état sont des facteurs très importants puisqu'ils peuvent affecter la métallurgie et le comportement mécanique du matériau.

1.2.3.2 Phénomènes liés à la métallurgie

La métallurgie du matériau est très sensible aux cycles thermiques surtout dans les zones affectées thermiquement. Les transformations métallurgiques dépendent de plusieurs paramètres, nous citons surtout la composition chimique du matériau et les conditions de chauffage et de refroidissement.

1.2.3.3 Phénomènes liés à la mécanique

Les phénomènes physiques liés à la thermique et la métallurgie ont des effets directs sur les propriétés mécaniques du matériau. Ils génèrent des contraintes résiduelles et des distorsions dans les structures fabriquées.

1.2.3.4 Interaction entre thermique, métallurgie et mécanique

Véritablement, la thermique, la métallurgie et la mécanique sont fortement couplées au cours des procédés thermomécaniques. Les interactions entre elles peuvent être résumées dans la figure 1.3.

Interaction thermo-métallurgique

Cette interaction représente l'effet de la température sur la microstructure du matériau surtout dans les zones affectées thermiquement. En même temps, l'état métallur-

gique a une influence sur la thermique à travers les chaleurs latentes de changement d'état liquide-solide et la dépendance des caractéristiques thermiques de la microstructure.

Interaction thermo-mécanique

Cette interaction couvre l'effet de la température sur l'état mécanique du matériau. Il provient de la dilatation thermique et de la variation des propriétés mécaniques en fonction de la température. La mécanique a aussi une influence sur la thermique à travers les dissipations liées aux taux de déformations plastiques.

Interaction métallo-mécanique

Cette interaction décrit l'influence de l'historique métallurgique sur le comportement mécanique à travers la déformation plastique de transformations, et à l'intermédiaire des changements de volume liés à ces transformations. L'état mécanique du matériau peut à son tour affecter la cinématique de transformations.

1.3 SIMULATION NUMÉRIQUE DES PROCÉDÉS À HAUTE TEMPÉRATURE

1.3.1 Simulation thermomécanique : conséquences induites

Le monde industriel a beaucoup participé au développement de la simulation thermomécanique puisque l'objectif est très appliqué et il s'intéresse aux conséquences induites par les procédés (contraintes résiduelles et distorsions) [5; 6; 7; 8]. L'estimation de la répartition des contraintes résiduelles et des distorsions peut aider à fournir des informations très utiles pour les prédictions de la durée de vie des pièces fabriquées [9]. Nous précisons que la modélisation de ce type de simulation est généralement simplifiée afin de réduire le temps du calcul surtout que des grandes structures (figure 1.4) sont généralement simulées [10; 11; 12]. La simplification consiste à réduire les interactions complexes procédé-matériau, et négliger différents phénomènes physiques comme les écoulements du fluide et les transferts thermiques par convection dans le bain fondu. Le calcul thermomécanique est généralement réalisé en deux étapes : une simulation thermique, suivie par un calcul mécanique où les résultats thermiques sont imposés comme chargement [13; 14]. Un calcul métallurgique peut être réalisé avant le calcul mécanique pour le cas des matériaux multiphasiques [8; 15].

1.3.1.1 Simulation des transferts de chaleur

L'objectif de la modélisation thermique est d'assurer l'apport de chaleur dans la pièce au cours de la phase de chauffe puis modéliser les échanges thermiques entre la structure et son environnement lors de la phase de refroidissement. La modélisation des transferts de chaleur nécessite généralement la résolution de l'équation de chaleur (equation 1.1) qui s'écrit en adoptant la loi de Fourier :

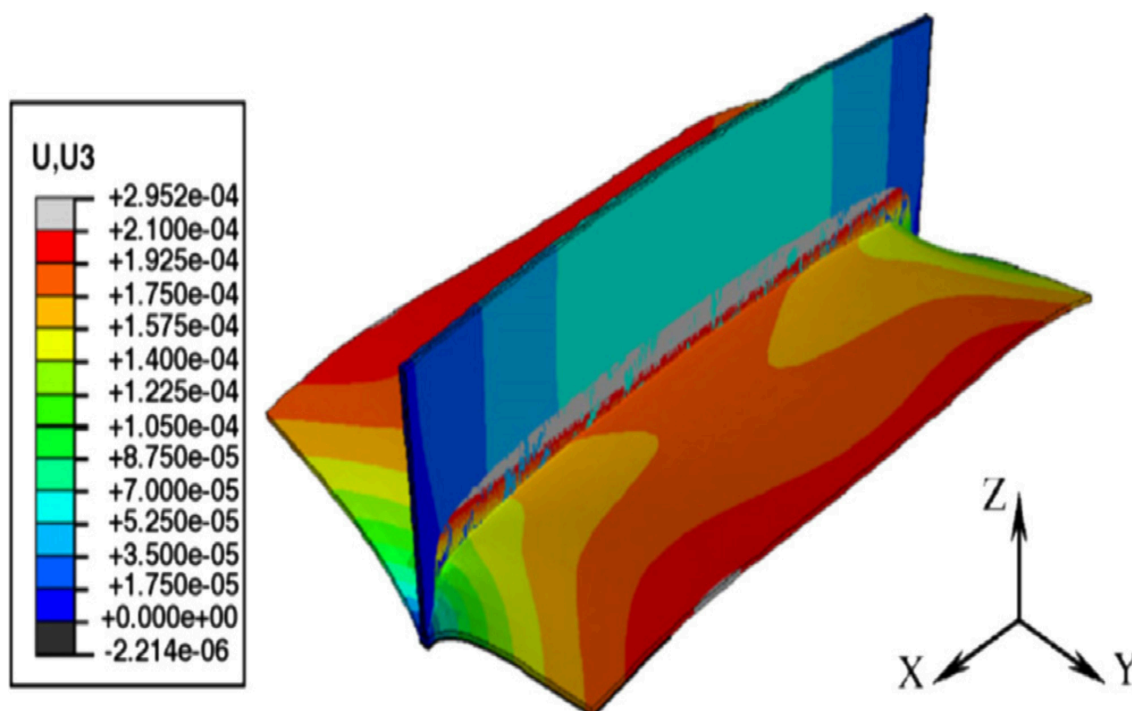


FIGURE 1.4 – Résultats de déplacement pour une structure industrielle[16].

$$\rho \frac{dH}{dt} - \text{div}(\lambda \text{grad}T) - Q = 0 \quad (1.1)$$

avec ρ la masse volumique, H l'enthalpie massique, λ la conductivité thermique, T la température, et Q la source de chaleur interne.

L'apport de chaleur reste un point clé de la modélisation de la partie thermique. Plusieurs auteurs ont travaillé sur cette thématique afin de développer des approches numériques qui permettent de remplacer l'outil de chauffe (laser, arc...) au cours de la simulation numérique des procédés thermomécaniques. Il convient tout d'abord de rappeler que l'apport de chaleur est fortement dépendant du procédé thermomécanique. Généralement, la chaleur est introduite par le biais d'une source de chaleur interne $Q(x, y, z)$ ou par une densité surfacique de flux de chaleur $q(x, y, z)$. Par exemple, dans le cas du soudage laser ou la fusion sélective par laser, une forte densité d'énergie est déposée en profondeur dans la matière. Ceci nécessite l'utilisation d'une source volumique de chaleur de forme conique comme indiqué dans la figure 1.5-a. Pour les procédés thermomécaniques avec apport de matières (soudage TIG, MIG; fabrication additive DMD), Goldak [17] recommande une source de chaleur en forme de deux demi-ellipsoïdes (figure 1.5-b). Bergheau [18] propose une source surfacique gaussienne comme indiqué sur la figure 1.5-d pour le soudage laser par conduction. Ces sources de chaleur permettent de bien modéliser l'apport de chaleur avec une manière simple. En revanche, comme les écoulements du fluide sont négligés pendant la simulation thermomécanique, les paramètres de ces sources doivent être préalablement identifiés sur les zones affectées thermiquement par des essais expérimentaux.

Les simulations thermomécaniques peuvent aider les industriels à optimiser les para-

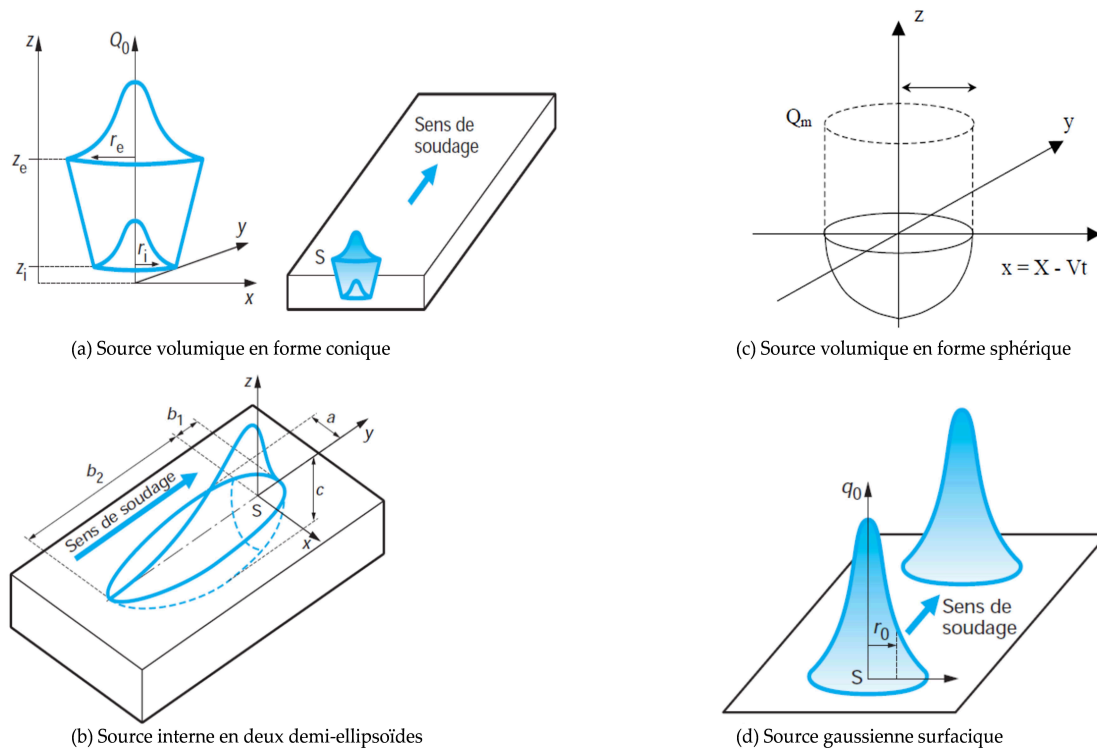


FIGURE 1.5 – Quelques exemples de la modélisation de l'apport de chaleur [17; 18].

mètres de procédé de fabrication afin d'augmenter la durée de vie des pièces fabriquées. En revanche, ce type de calcul n'est pas totalement prédictif en ce qui concerne la distribution de la température. La prédiction de cette dernière nécessite en effet de simuler soigneusement les écoulements du fluide qui jouent un rôle important, notamment sur la morphologie du bain fondu.

1.3.1.2 Simulation de transformation de phase à l'état solide

Le cycle thermique a généralement des effets directs sur l'évolution de la métallurgie d'un matériau. C'est pour cette raison que parfois le calcul thermique doit être suivi par un autre calcul métallurgique. L'objectif du calcul métallurgique est en premier lieu de donner des informations sur la distribution de phases dans les zones affectées thermiquement, en deuxième lieu il peut aider à contrôler les propriétés mécaniques dans ces zones. En nous appuyant sur plusieurs travaux [15; 19; 20], nous pouvons écrire les équations classiques les plus utilisées au cours du calcul métallurgique pour des procédés thermomécaniques particulièrement pour les procédés de soudage :

- Pour les transformations au chauffage (ferrite \rightarrow austénite ou bainite \rightarrow austénite), le modèle de Leblond [21] est généralement utilisé :

$$\dot{p}(T) = \frac{dp(T)}{dt} = \frac{p_{eq}(T) - p(T)}{\tau(T)} \quad (1.2)$$

où p_{eq} est la fraction de phase à l'équilibre, τ est le temps caractéristique de la transformation par diffusion qui devrait être différent au chauffage et au refroidissement.

sement.

- Pour les transformations au refroidissement (austénite \rightarrow martensite), l'équation de Koistinen-Marburger [22] est souvent utilisée :

$$p_m = p_{cm} (1 - \exp(-b(M_s - T))) \quad (1.3)$$

La martensite commence à apparaître lorsque $T \leq M_s$ ($M_s \approx 375$ °C), $p_{cm} \approx 1$ la fraction de phase à basse température et b le coefficient d'évolution (en général $b = 0,011$).

1.3.1.3 Simulation des contraintes résiduelles et des distorsions

Un couplage faible est en général utilisé pour simuler l'interaction entre la thermique, la métallurgie et la mécanique. Il consiste à lancer le calcul mécanique dans un second temps en se basant sur les résultats du champ de température et de propositions de phases des calculs thermique et métallurgique (figure 1.6). Ceci permet de prendre en compte les phénomènes physiques liés à la thermique et la métallurgie au cours du calcul mécanique. En revanche, ce couplage néglige les effets de la mécanique sur le champ de température et sur le changement de phase. Parmi ces phénomènes physiques, nous pouvons citer, la dissipation mécanique et la plasticité induite par les transformations de phases.

Les phénomènes physiques liés aux cycles thermiques et aux transformations de phases sont les principales causes de la génération des contraintes résiduelles et des distorsions [18; 19]. La modélisation mécanique de la matière se repose sur la résolution de l'équation d'équilibre :

$$\operatorname{div} \sigma + F = 0 \quad (1.4)$$

avec σ est le tenseur de contrainte de Cauchy et F les forces volumiques. La déformation globale ϵ est la somme des différentes déformations produites par différents phénomènes :

$$\epsilon = \epsilon^{th} + \epsilon^e + \epsilon^p \quad (1.5)$$

où ϵ^{th} la déformation liée à la thermique et pouvant être liée en plus à la métallurgie, ϵ^e la déformation élastique et ϵ^p la déformation plastique qu'inclut la déformation plastique classique et la déformation plastique issue des transformations de phases.

Nous précisons qu'au cours de la simulation des procédés thermomécaniques, le comportement du matériau doit dépendre de la température. Généralement, les auteurs utilisent une relation contrainte-déformation qui varie en fonction de la température [7; 15; 11].

1.3.2 Simulation du procédé : échelle mésoscopique

La simulation thermomécanique n'est pas totalement prédictive en ce qui concerne la distribution de la température. En effet, la prédiction de la température nécessite la prise en compte de différents phénomènes physiques liés au procédé lui-même. Parmi les

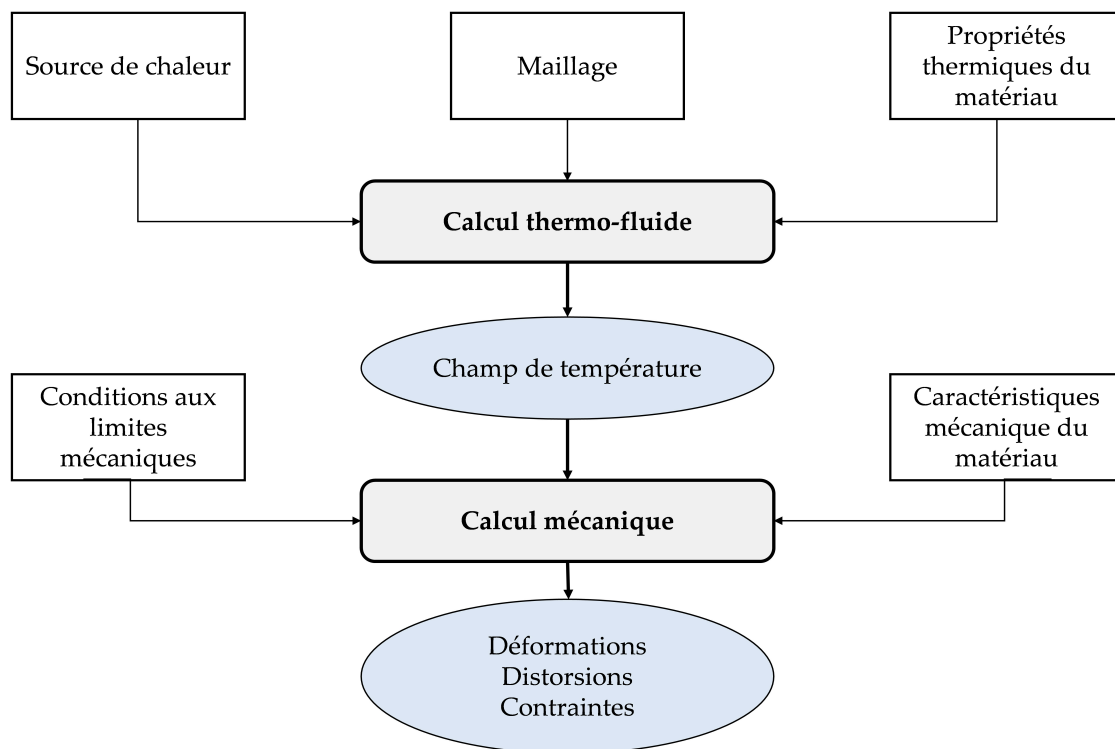


FIGURE 1.6 – Principe du couplage faible.

phénomènes liés aux procédés de soudage laser et de la fusion sélective par laser, nous pouvons citer :

- Interaction laser-matière : l'interaction entre l'onde électromagnétique du laser et le matériau se réalise à l'échelle électronique, ce qui n'est pas encore possible à simuler. Néanmoins, les matériaux métalliques étant des opaques, on peut supposer que la chaleur transférée du faisceau laser au métal est localisée à la surface du matériau.
- Transferts thermiques : il existe trois types de transfert thermique, transfert par conduction, par radiation et par convection. La prise en compte des deux premiers types de transferts au cours de la simulation numérique ne nécessite pas une attention particulière. En revanche, le transfert thermique par convection dans le bain fondu nécessite la prise en compte des écoulements du fluide.
- Écoulements du fluide : Les écoulements du fluide jouent un rôle très important sur l'évolution de la température et notamment sur la morphologie du bain fondu. C'est pour cette raison que plusieurs auteurs ont donc développé des approches numériques dont le but est de simuler ces écoulements dans le bain, notamment les écoulements liés à la tension de surface [23; 24; 25; 26; 27].
- Surface libre : Les écoulements du fluide, la dilatibilité et d'autres phénomènes liés aux procédés peuvent provoquer une déformation de la surface du fluide dans la zone fondue. La prise en compte de cette déformation durant la simulation numérique est primordiale pour se rapprocher d'une morphologie réaliste du bain fondu. Il existe plusieurs approches pour le suivi de la surface libre dans la zone fondue [28; 29; 30].

1.4 MODÉLISATION NUMÉRIQUE DU BAIN FONDU

Dans cette section, nous illustrons les principaux moteurs d'écoulement du fluide ainsi que les travaux réalisés pour la modélisation numérique du bain fondu au cours des procédés de soudage laser et de la fusion d'un lit de poudre.

1.4.1 Phénomènes physiques : moteurs d'écoulement dans le bain fondu

Dans le bain fondu, les moteurs d'écoulement sont une combinaison de l'effet Marangoni, de la force de flottabilité et de la force de cisaillement aérodynamique. La figure 1.7 représente les différents écoulements qui peuvent être engendrés par chacune de ces forces. Ces dernières produisent des écoulements ayant un effet direct sur la morphologie et la taille du bain fondu (figure 1.7). Les écoulements peuvent être classés en fonction de leurs signes en deux catégories : pénétrants et mouillants. Les écoulements dits pénétrants génèrent un bain profond et étroit alors que les écoulements dits mouillants génèrent un bain large, mais peu profond.

Dans ce contexte, la modélisation de ces phénomènes physiques devient indispensable pour la maîtrise de la zone fondue. En effet, parmi ces phénomènes, nous distinguons ceux qui sont simples à modéliser et ceux qui ne le sont pas. Certains moteurs d'écoulement sont difficiles à simuler du fait qu'ils sont difficilement quantifiables. Parmi ces moteurs, nous pouvons citer le cisaillement aérodynamique qui est dû au passage du gaz de protection à la surface du bain. Il provoque des courants centrifuges qui tendent à élargir le bain et à le rendre plus mouillant. Les phénomènes restants comme l'effet Marangoni ont été beaucoup modélisés par les chercheurs. Néanmoins, la modélisation de ces phénomènes n'est pas toujours évidente. Une description brève de ces phénomènes est donnée ci-dessous.

Tension de surface

- Effet normal (effet de courbure) : l'effet de courbure se résume par le fait qu'une goutte d'eau (diamètre inférieur à 2 mm) est sphérique en apesanteur. La tension de surface qui domine la force de pesanteur est à l'origine de ces phénomènes de capillaires. En soudage laser et en fusion d'un lit de poudre, cet effet normal permet de stabiliser le bain fondu en évitant son effondrement. La pression appliquée par la tension de surface P_s sur le bain peut être donnée par l'expression suivante :

$$P_s = \gamma \left(\frac{1}{R_1} + \frac{1}{R_2} \right) \quad (1.6)$$

où γ est le coefficient de tension de surface, R_1 et R_2 sont les principaux rayons de courbure.

L'expression suivante (équation 1.7) a été proposée par Sahoo et al. [31] pour la tension de surface des alliages métal-soluté en fonction de la température T et de l'activité a_k de l'espèce k dans la solution :

$$\gamma(T, a_k) = \gamma_f - \frac{d\gamma}{dT} (T - T_f) - RT\Gamma_s \left[1 + k_1 a_k \exp\left(-\frac{\Delta H^0}{RT}\right) \right] \quad (1.7)$$

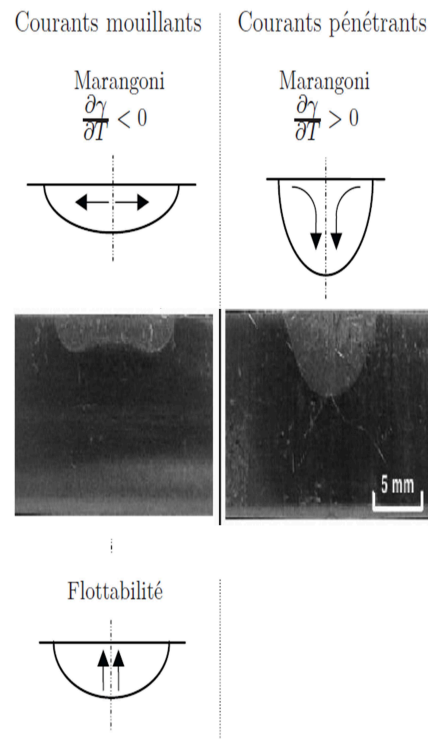


FIGURE 1.7 – Différents moteurs d'écoulement du fluide dans le bain de soudage [33].

où γ_f désigne la tension de surface du métal pur à sa température de fusion T_f , $\frac{d\gamma}{dT}$ le gradient de tension de surface, T la température en surface, R la constante des gaz parfaits, Γ_s l'excès de concentration en soluté une fois la surface saturée, k_1 un paramètre en fonction de l'entropie de ségrégation, a_k l'activité de l'espèce k dans la solution, et ΔH^0 l'enthalpie standard d'absorption.

- Effet tangentiel (effet Marangoni) : L'hétérogénéité de la tension de surface sur la surface supérieure du bain fondu engendre la migration des particules de liquide des régions de faible tension de surface à des régions de forte tension de surface. La valeur de cette tension dépend principalement des gradients de la température en surface et de la concentration de soluté issue d'une hétérogénéité dans la distribution des impuretés au sein du liquide. Ainsi, une contrainte de cisaillement surfacique est provoquée par l'évolution de la tension de surface. Le gradient de la tension de surface peut changer de signe en fonction de la teneur en soufre du matériau et de la température [32] (figure 1.8). Ce gradient f_{Mar} peut s'écrire sous la forme suivante :

$$f_{Mar} = \frac{\partial\gamma}{\partial T} gradT + \frac{\partial\gamma}{\partial a_k} grada_k \quad (1.8)$$

Heiple et al. [32] ont mis en évidence l'importance du signe de cet effet qui peut conduire à des courants de convection centrifuges ou centripètes (figure 1.7), modifiant significativement la forme du bain fondu.

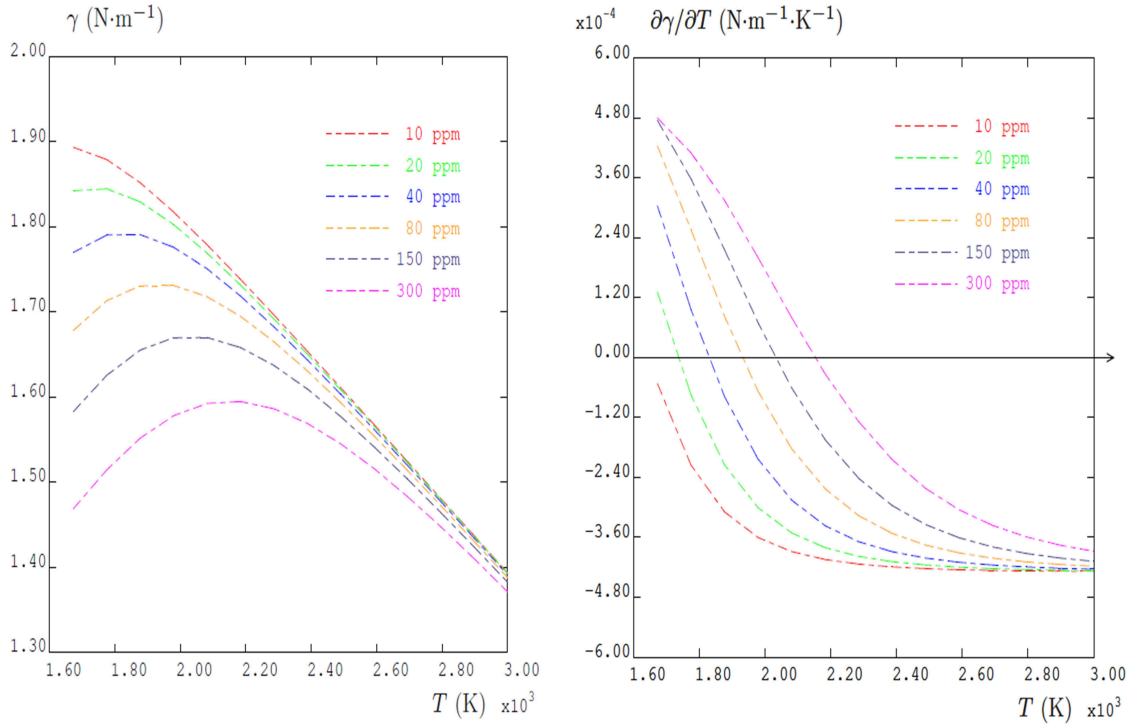


FIGURE 1.8 – Variation de la tension de surface et de gradient de la tension de surface en fonction de la température T pour quelques valeurs de concentration en soufre d’après Sahoo et al. [31].

Flottabilité

La variation de la densité induite par la différence de température au sein du système fluide permet de produire la force de flottabilité. Pour prendre en compte cette force, un terme de force volumique doit être ajouté dans l’équation de mouvement. L’approximation de Boussinesq (la base de cette approximation est une linéarisation autour d’un état de référence (ρ_{rf}, T_{rf}) hors duquel ρ et T varient peu) est souvent utilisée, et la force de flottabilité f_{Bou} peut s’écrire sous la forme suivante :

$$f_{Bou} = -\rho_{rf} g \beta (T - T_{rf}) \quad (1.9)$$

où ρ_{rf} désigne la masse volumique de référence dans le bain à la température de référence T_{rf} , g la gravité et β le coefficient de dilatabilité.

Différents travaux [15; 34] ont montré par simulation que les forces de flottabilité sont généralement très faibles par rapport aux autres forces (effet Marangoni).

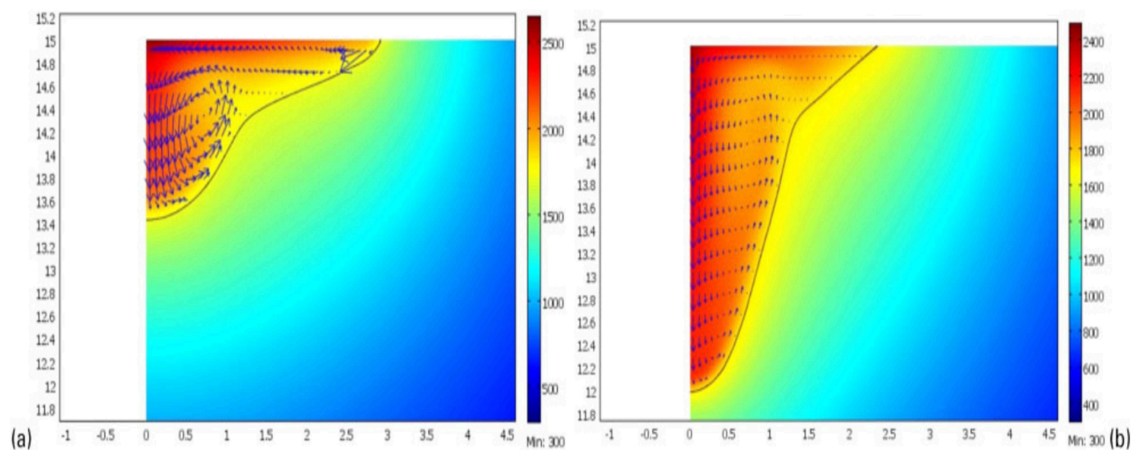


FIGURE 1.9 – Champ de température et vitesse d'écoulement dans le bain fondu : (a) $\frac{\partial\gamma}{\partial T} < 0$, (b) $\frac{\partial\gamma}{\partial T} > 0$ [38].

Force de cisaillement aérodynamique

La force de cisaillement provient de la projection du gaz de protection sur la surface du bain fondu. Elle engendre des courants centrifuges qui tendent à élargir la zone fondue. L'intensité de cette force est fonction du débit et de la nature du gaz. Cette force est généralement négligée au cours d'une simulation numérique de soudage laser en raison des faibles débits utilisés [35; 36; 37; 38].

1.4.2 Modélisation du bain fondu au cours du soudage laser

De nombreux modèles dont l'objectif est de simuler le bain fondu au cours de soudage laser existent dans la littérature ([35; 36; 37; 39; 40; 41; 42],...). Les écoulements du fluide dans le bain de soudage sont le résultat des effets combinés des forces de Marangoni et de flottabilité. L'effet de ces écoulements, surtout ceux liés à Marangoni, sur la distribution de la température a été étudié [38; 43]. La figure 1.9 montre que le signe de Marangoni a un grand effet sur les champs de température et de l'écoulement dans le bain de fusion. Pour cette raison, l'effet Marangoni a été pris en compte dans plusieurs travaux [15; 44; 45]. Contrairement à l'effet Marangoni, la flottabilité n'a pas une grande influence sur le champ de température et les écoulements dans le bain. Les vitesses générées par cette force sont très faibles par rapport aux vitesses issues de l'effet Marangoni [15; 34]. En l'occurrence, l'implémentation de la flottabilité a un coût faible, et par ailleurs, même si l'apport en termes de vitesse est peu significatif, sa prise en compte permet d'améliorer la modélisation du bain fondu.

Les écoulements du fluide dans la zone fondue provoquent une déformation de la surface libre au-dessus du bain. La prise en compte de cette déformation est nécessaire afin de bien simuler la formation du bain fondu. La modélisation de l'évolution de la surface libre peut être réalisée par différentes approches :

- Approche Arbitraire Lagrangienne Eulérienne (ALE) : elle a été développée afin de combiner les avantages des formulations lagrangienne et eulérienne [30]. Elle permet de modéliser les grandes déformations de matière rencontrées dans les

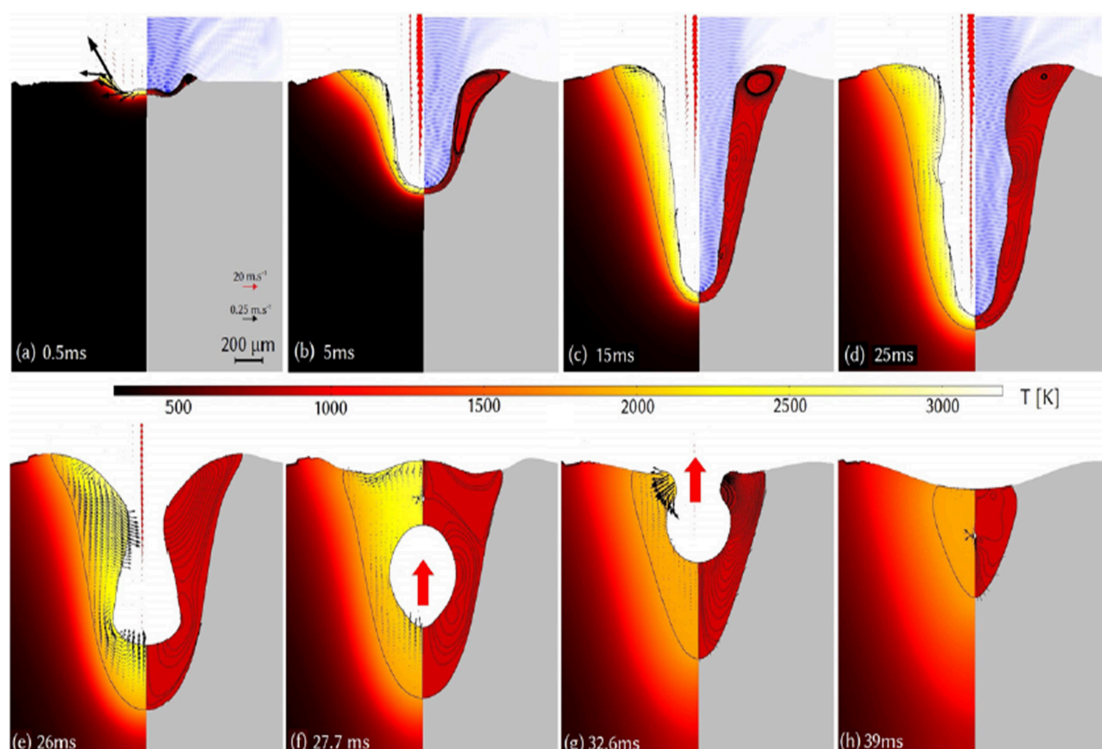


FIGURE 1.10 – Simulation numérique de la formation du bain à surface libre déformable en utilisant la méthode level set [48].

procédés de mise en forme, tout en garantissant une bonne qualité du maillage qu'en lagrangien pur, et d'obtenir un suivi plus précis de la frontière du domaine qu'en eulérien pur. Les solutions à l'intérieur du domaine sont calculées avec une formulation eulérienne tandis que le déplacement physique de la frontière du domaine est calculé avec une formulation lagrangienne. Ainsi, le mouvement du maillage à l'intérieur du domaine est établi afin d'améliorer la qualité du maillage, et donc éviter la dégénérescence des éléments au cours de la simulation. En évitant le remaillage (juste une réadaptation du maillage), l'approche ALE permet un gain appréciable en temps et en précision de calcul. Cette approche a été utilisée par Medale et al. [46; 36] pour simuler le déplacement de la surface libre au cours du soudage laser.

- Level-set [28] et VOF [29] : Ces méthodes reposent sur une formulation eulérienne (maillage fixe). En soudage, les écoulements du fluide sont calculés à travers le maillage et ces méthodes sont utilisées pour localiser et traiter le mouvement de la frontière. Ces méthodes ont été utilisées par différents auteurs pour simuler le soudage laser [47; 48; 49; 50]. Elles permettent de simuler le Keyhole et aider à prévoir la formation des défauts de fabrication comme la porosité (Level set : figure 1.10, VOF : figure 1.11).

La modélisation 2D a été très utilisée en soudage laser [36]. Elle permet de minimiser le coût de calcul, mais elle reste insuffisante pour simuler une réelle opération de soudage. La simulation réaliste du procédé de soudage nécessite donc d'être réalisée en 3D afin de prendre en compte plus de phénomènes physiques dans le bain fondu. Cependant, les temps de calcul avec un tel modèle deviennent très importants avec un

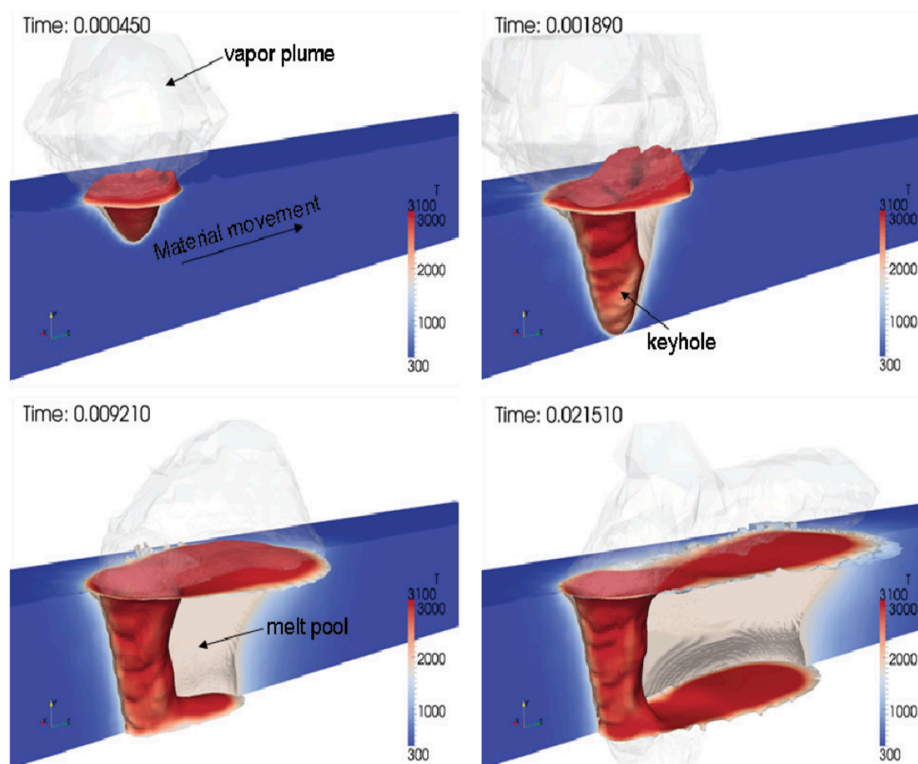


FIGURE 1.11 – Simulation numérique de la formation du bain à surface libre déformable en utilisant la méthode VOF [49].

maillage généralement fin dans la zone fondue (entre 30 et 100 μm). Avec un temps de calcul important, le soudage n'est généralement simulé que pour quelques *ms* [48; 49]. Par conséquent, ce travail se consacre à simplifier la modélisation 3D du bain fondu afin de minimiser le temps de calcul, et donc simuler des configurations réelles de soudage laser. Ensuite, l'effet des déformations du solide sur les écoulements du fluide dans le bain est toujours négligé au cours de ces simulations [35; 36; 37; 39; 51; 40; 41; 42]. La prise en compte de cet effet peut être nécessaire afin de bien simuler la formation du bain fondu.

1.4.3 Modélisation du bain fondu au cours de la fusion d'un lit de poudre

Dans cette section, nous présentons quelques travaux réalisés pour la modélisation du bain au cours de la fusion d'un lit de poudre. Ces travaux se composent de deux catégories en fonction de l'échelle de la simulation (échelles de la poudre et du bain fondu). Comme en soudage, l'objectif est d'optimiser les paramètres du procédé (vitesse de balayage, puissance du laser, épaisseur de couche...) afin d'améliorer la qualité des pièces fabriquées.

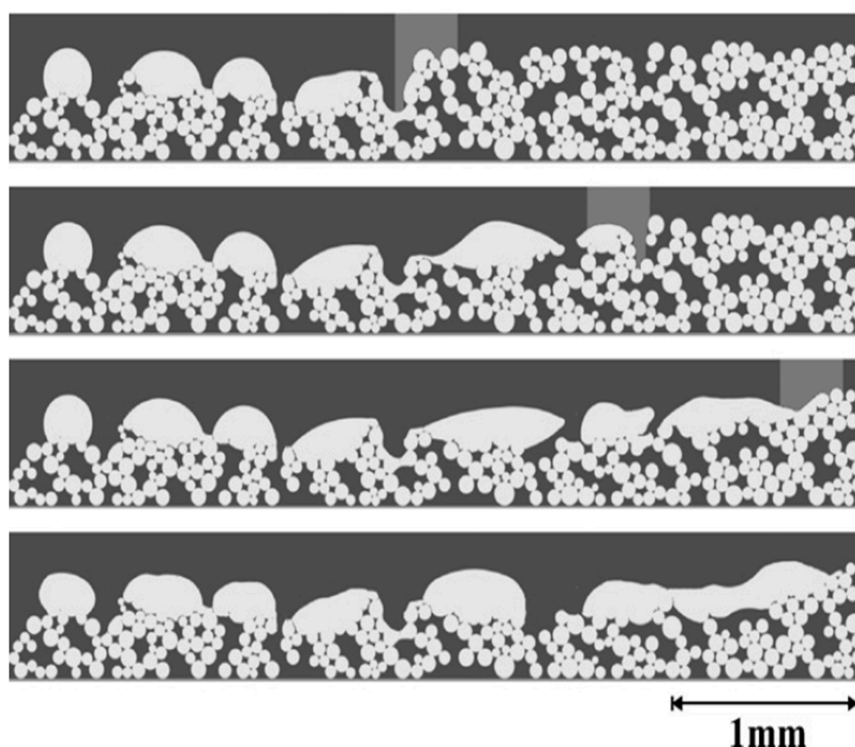


FIGURE 1.12 – Effet de "Balling" au cours de la fusion d'un lit de poudre [52].

1.4.3.1 Échelle des particules de poudre : microscopique

Ce type de simulation s'intéresse à l'échelle des particules de poudre [52; 53; 54; 55]. La couche de poudre est représentée sous la forme d'un milieu granulaire. Chacune des particules est considérée individuellement afin de prendre en compte certains phénomènes expérimentaux inaccessibles par des modélisations continues telles que l'effet "Balling" (figure 1.12). Au cours de cette simulation, plusieurs phénomènes physiques sont pris en compte. Nous citons par exemple :

- Interaction laser-particules de poudre : réflexion du rayonnement en surface des particules et réflexions multiples entre les particules.
- Écoulements du fluide : comme en soudage laser, les écoulements du fluide sont généralement pris en compte à travers l'effet Marangoni et la flottabilité [53; 54; 55]
- Dénudation : la fusion des particules donne lieu à l'apparition d'une zone dénudée autour du bain fondu (figure 1.13) [52].

Ce type de simulation reste le meilleur outil qui permet de tenir compte de presque tous les phénomènes physiques liés à ce procédé. Cependant, la complexité de la modélisation rend le temps du calcul très important. Pour cette raison, la formation d'un seul cordon est généralement simulée pour quelques *ms* sur un petit lit de poudre [53; 55].

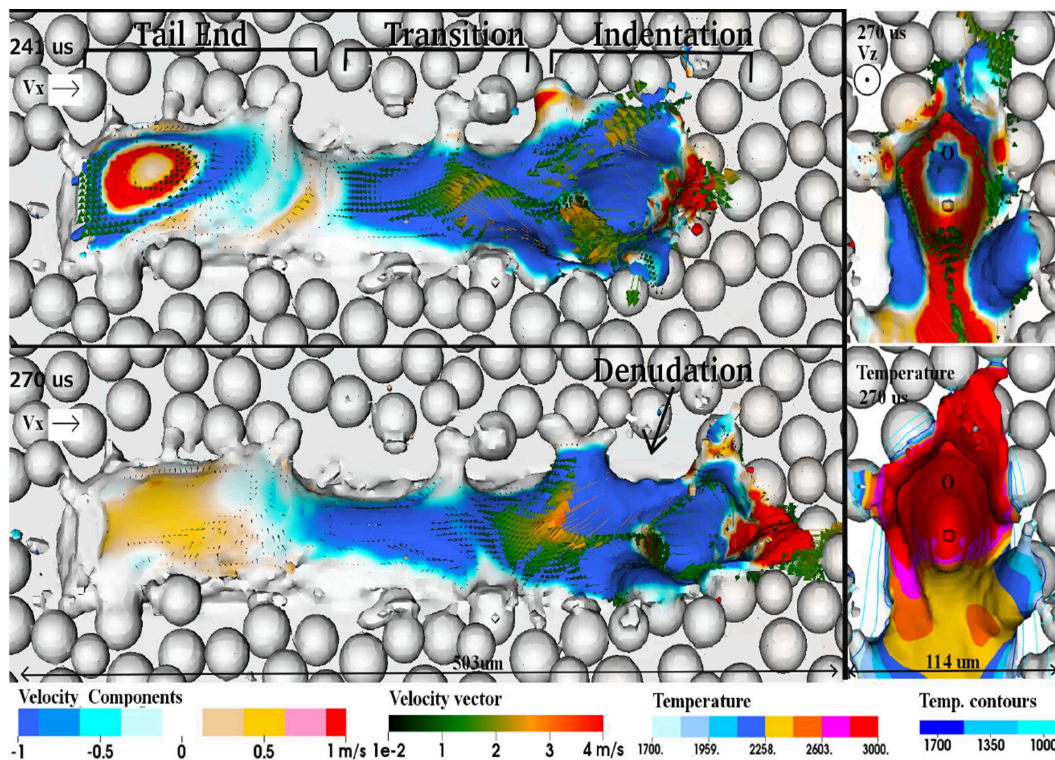


FIGURE 1.13 – Simulation de la fusion d’un lit de poudre (zone dénudation, écoulements du fluide, interaction laser-particules de poudre) : échelle des particules de poudre [52].

1.4.3.2 Échelle du bain fondu : mésoscopique

Le principe de ce type de simulation consiste à supposer que la couche de poudre est un milieu continu (milieu compact et dense). L’interaction laser-particules de poudre et les réflexions multiples entre ces particules sont donc négligées. Les propriétés thermophysiques (conductivité thermique, chaleur spécifique et masse volumique) de cette couche sont généralement calculées en fonction de sa porosité [56; 57; 58]. Pour le reste, cette simulation est équivalente à la simulation mésoscopique du soudage laser (section 1.3.2). La prise en compte des écoulements du fluide à travers l’effet Marangoni et la flottabilité est réalisée en utilisant les mêmes approches utilisées en soudage laser [57; 58]. Les méthodes ALE, level set et VOF sont aussi utilisées pour simuler l’évolution de la surface libre [57; 58]. La figure 1.14 montre l’évolution de cette surface en utilisant une approche ALE [57]. Billet et al. [58] ont simulé la fusion et le retrait d’une couche de poudre en utilisant la méthode level set.

Comme en soudage laser, les temps de calcul sont très importants et les calculs ne durent que quelques *ms* [58; 59]. La simulation numérique du procédé SLM (fusion de plusieurs couches de poudre) en prenant compte les écoulements du fluide reste donc presque irréalisable. Une simplification du problème fluide est alors nécessaire afin de minimiser le coût de calcul.

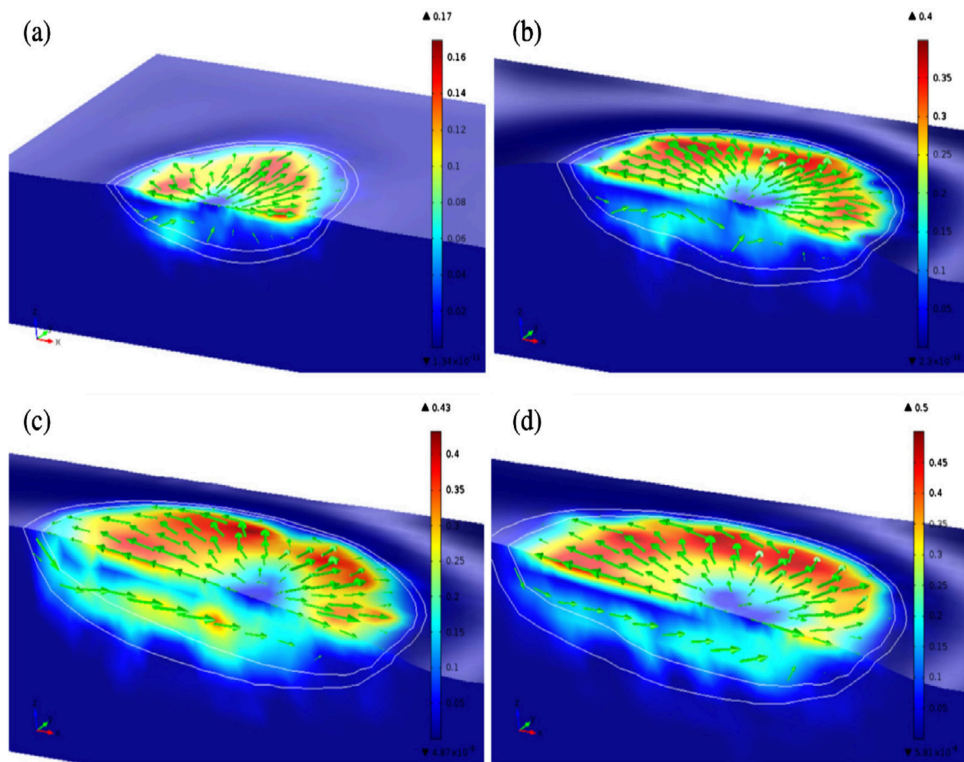


FIGURE 1.14 – Simulation de la formation du bain fondu à surface libre déformable en utilisant une approche ALE (SLM) : (a) 10 ms, (b) 300 ms, (c) 500 ms, (d) 700 ms [57].

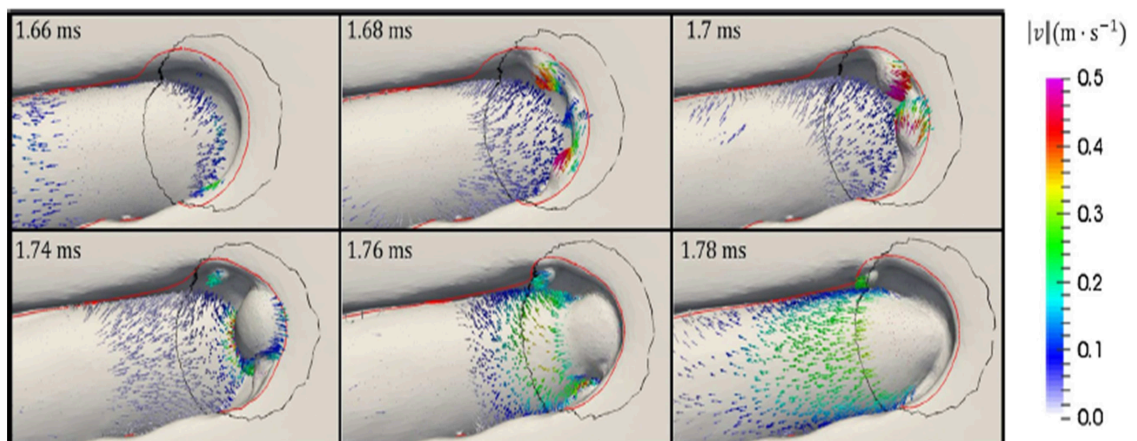


FIGURE 1.15 – Simulation de la formation du bain fondu à surface libre déformable en utilisant une approche level set (SLM) [58].

1.5 CONCLUSION

Dans ce chapitre, nous avons commencé par présenter les procédés de soudage laser et de la fusion sélective par laser. Un état de l'art des phénomènes physiques mis en jeu au cours de ces deux procédés a été ensuite réalisé.

Un état de l'art des modèles développés pour la simulation numérique de soudage laser a été aussi effectué. Ces modèles peuvent être classés en deux groupes, comprenant respectivement des simulations thermomécaniques pour prédire les conséquences métallurgiques et mécaniques induites par ce procédé, et des simulations du processus lui-même en intégrant les écoulements du fluide dans le bain fondu. La partie thermique des simulations thermomécaniques est généralement simplifiée afin de réduire le temps de calcul. C'est pour cette raison que ce type de simulation n'est pas totalement prédictif en ce qui concerne les distributions de la température. Leur prédiction exige en effet de simuler soigneusement les écoulements du fluide, d'où l'intérêt de la simulation du processus lui-même. Nous avons présenté dans ce chapitre plusieurs travaux dont le but est de simuler les phénomènes physiques impliqués par le processus lui-même. Parmi ces phénomènes, les écoulements du fluide dans le bain de fusion, liés en particulier à l'effet Marangoni, ont un effet direct sur la distribution de la température et la morphologie du bain. Ce type de simulation a deux principales limites. La première est de négliger l'effet des déformations du solide sur les écoulements du fluide dans le bain fondu. La deuxième est le temps du calcul qui devient très important avec un maillage très fin dans la zone fondue.

Quelques travaux sur la modélisation du bain fondu au cours de la fusion d'un lit de poudre ont été aussi présentés. En fonction de l'échelle de la simulation, ces travaux se composent en deux catégories : simulation microscopique (échelle des particules de poudre) et simulation mésoscopique (échelle de la couche de poudre). Ces deux simulations permettent de prendre en compte quelques phénomènes physiques liés à la fusion d'un lit de poudre. En revanche, leur coût de calcul reste très élevé. C'est pour cela qu'un seul cordon est généralement simulé. Par conséquent, la simulation d'une configuration industrielle du procédé SLM est presque irréalisable.

Dans ce contexte, cette thèse se consacre à :

- Simplifier la modélisation 3D du bain fondu (spécialement la formulation du problème fluide) afin de minimiser le temps de calcul, et donc simuler des configurations réelles de soudage et de fusion d'un lit de poudre.
- Prendre en compte l'effet des déformations du solide dans le métal de base sur les écoulements du fluide dans la zone fondue afin de bien simuler la formation du bain.

MODÉLISATION NUMÉRIQUE DU BAIN FONDU

Sommaire

2.1	INTRODUCTION	24
2.2	ÉCOULEMENT DU FLUIDE ET PHÉNOMÈNES PHYSIQUES IMPLIQUÉS	24
2.3	FORMULATION DU PROBLÈME FLUIDE	25
2.3.1	<i>Formulation forte</i>	26
2.3.2	<i>Formulation faible</i>	28
2.3.3	<i>Discrétisation par élément fini</i>	29
2.3.4	<i>Modélisation des effets de la tension de surface</i>	33
2.3.5	<i>Actualisation de la surface libre</i>	35
2.4	APPLICATION DE VALIDATION	39
2.4.1	<i>Problème du ballottement</i>	39
2.4.2	<i>Problème de soudage ponctuel : Benchmark</i>	46
2.5	CONCLUSION	53

2.1 INTRODUCTION

La simulation numérique des procédés thermomécaniques à haute température nécessite la prise en compte d'un maximum de phénomènes physiques liés à l'état du matériau et au type de procédé. Généralement, la température de fusion du matériau peut être atteinte durant ces procédés, ceci engendre donc la formation d'une zone fondue. Dans cette dernière, plusieurs moteurs d'écoulement du fluide peuvent avoir lieu. Ces moteurs ont des effets plus ou moins importants sur la morphologie de cette zone fondue et sur l'évolution de la température. En conséquence, la prise en compte des écoulements du fluide au cours de la simulation numérique de ces procédés reste une étape primordiale pour bien simuler la formation du bain fondu.

Dans ce chapitre, nous commençons par illustrer les moteurs d'écoulement du fluide et les phénomènes physiques qui peuvent apparaître au cours d'un procédé thermomécanique. Par la suite, nous proposons une nouvelle formulation du problème fluide qui permet de simuler ces phénomènes durant les procédés à haute température (opérations de soudage, procédés de fabrication additive...). Enfin, nous testerons et validerons notre formulation en nous basant sur des tests numériques trouvés dans la littérature.

2.2 ÉCOULEMENT DU FLUIDE ET PHÉNOMÈNES PHYSIQUES IMPLIQUÉS

Dans cette section, nous citons les principaux moteurs d'écoulement ainsi que les phénomènes physiques qui peuvent avoir un grand effet sur le comportement et la formation d'un bain fondu (figure 2.1).

Tension de surface

La tension de surface induit deux effets. Le premier est l'effet normal « effet de courbure » qui génère des efforts normaux au niveau de la surface libre de la zone fondue. Le deuxième est l'effet tangentiel (effet Marangoni) qui est lié aux gradients de la tension de surface. À travers son effet tangentiel, la tension de surface reste le premier moteur d'écoulement dans un bain fondu. Elle a des effets directs sur l'évolution de la température et la morphologie de la zone fondue [15; 24; 60]. Par conséquent, la prise en compte de cette tension est indispensable dans une simulation fluide.

Dans notre travail, nous proposons une approche pragmatique et efficace qui permet de prendre en compte les deux effets de la tension de surface au cours de la simulation numérique de la formation du bain fondu.

Flottabilité

La force de flottabilité est la poussée verticale, dirigée du bas vers le haut dans la direction opposée à la gravité. Elle est liée au gradient de la masse volumique du fluide et donc sa densité. Par exemple, dans un bain fondu le liquide chaud devient plus léger et

donc il a tendance à remonter vers la surface et crée ainsi des écoulements du fluide. Les vitesses générées par ces écoulements restent négligeables par rapport aux vitesses issues des autres forces telles que l'effet Marangoni [15; 34; 61]. Par exemple, Amin-El-Sayed et Tanaka[15; 34] ont montré que les vitesses d'écoulement liées à la force de flottabilité sont dix fois inférieures aux vitesses engendrées par l'effet Marangoni.

L'implémentation de cette force de flottabilité reste une tâche très simple et peu coûteuse. C'est pour ces raisons et pour nous rapprocher de la physique dans le bain fondu, que la force de flottabilité est prise en compte dans notre formulation.

Dilatabilité

Ce phénomène est directement lié à la dilatation et la compression du matériau lors des cycles de chauffe et de refroidissement.

Surface libre

Les écoulements du fluide, la dilatabilité et d'autres phénomènes liés aux procédés provoquent une déformation de la surface du fluide dans la zone fondue. La prise en compte de cette déformation au cours de la simulation numérique est primordiale pour se rapprocher d'une morphologie réaliste du bain fondu. Il existe plusieurs approches pour simuler le déplacement de la surface libre dans la zone fondue [29; 30; 62]. Dans notre étude, nous proposons une approche pragmatique pour suivre l'évolution de cette surface libre.

Transferts thermiques

Il existe trois types de transferts de chaleur, ils sont pris en compte dans notre formulation :

- Transfert par conduction : dans la zone fondue, dans le solide.
- Transfert par radiation : entre la surface du solide et l'environnement.
- Transfert par convection : dans la zone fondue, entre la zone fondue et l'air, entre le solide et l'air.

2.3 FORMULATION DU PROBLÈME FLUIDE

Dans cette partie, la modélisation par éléments finis du problème fluide relatif au bain fondu est développée. Les formulations forte et faible du problème sont illustrées et suivies par la présentation de l'élément fini mis en œuvre ainsi que la discrétisation et la résolution. Par la suite, une description de la méthode de prise en compte de la tension de surface, à savoir son effet normal ainsi que son effet tangentiel, est donnée. La méthode de suivi de la surface libre est ensuite traitée. À la fin de cette partie, la modélisation du problème ainsi que ces méthodes sont validées en utilisant deux tests numériques (les problèmes de ballottement et de Benchmark).

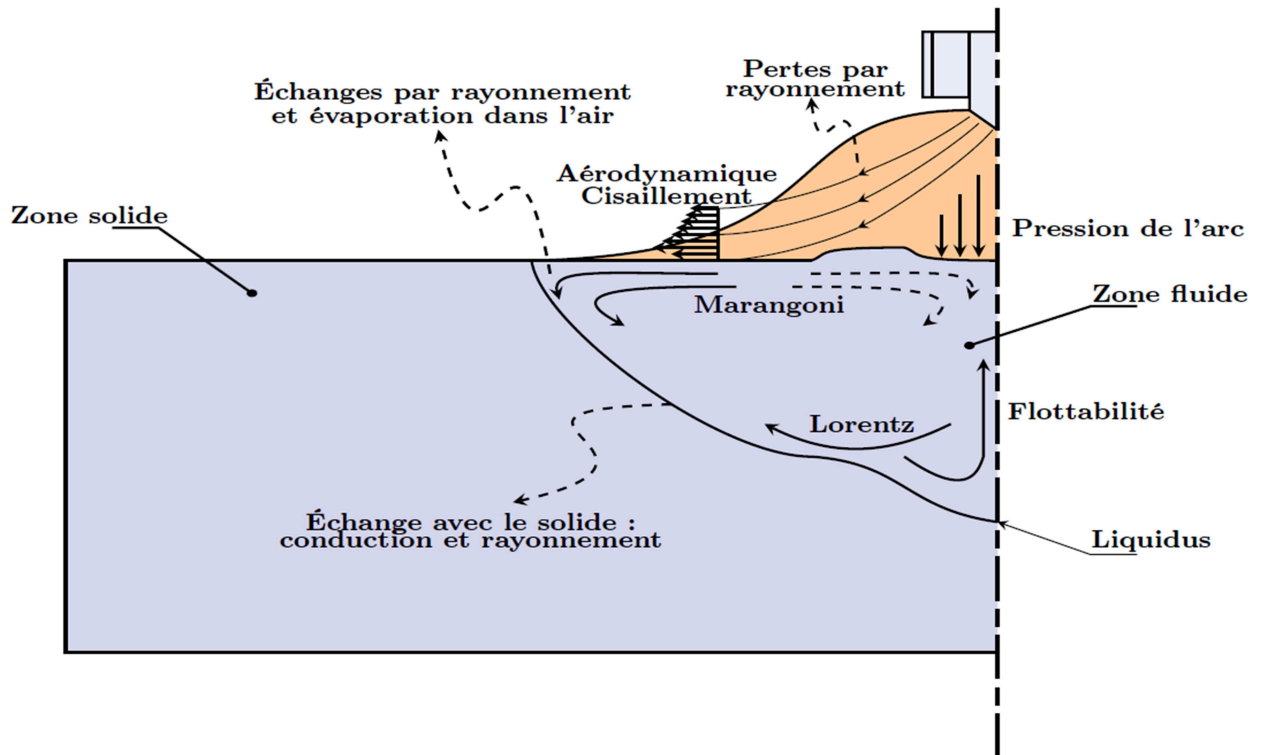


FIGURE 2.1 – Phénomènes physiques dans un bain fondu [15].

2.3.1 Formulation forte

Soient Ω , $\partial\Omega$, $\partial\Omega_v$, $\partial\Omega_\phi$, le domaine de fluide, sa frontière, les bords sur lesquels la vitesse et les forces surfaciques sont imposées (Figure 2.2). Le problème thermo-fluide est régi par les trois équations suivantes :

Bilan de masse

Le fluide est supposé dilatable thermiquement et incompressible mécaniquement : la variation du volume est due uniquement aux variations de température, les contraintes n'ayant aucun effet. En se reposant sur le taux de déformation eulérien $\mathbf{D} = \frac{1}{2}(\mathbf{grad}\mathbf{v} + (\mathbf{grad}\mathbf{v})^T)$, le taux de déformation mécanique eulérien est donné par :

$$\mathbf{D}_m = \mathbf{D} + \frac{\dot{\rho}}{3\rho}\mathbf{I} \quad (2.1)$$

Ainsi, le bilan de conservation de masse est donné par l'expression suivante :

$$\text{div}\mathbf{v} + \frac{\dot{\rho}}{\rho} = \text{tr}(\mathbf{D}_m) = 0 \quad (2.2)$$

En pratique, les variations de ρ sont uniquement liées aux effets de dilatation. Par la

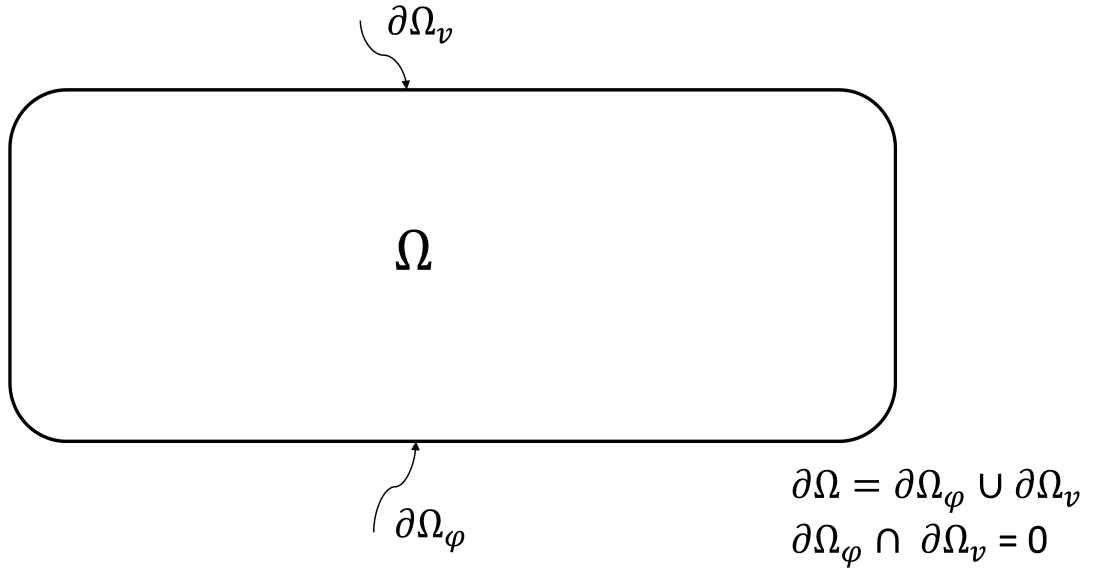


FIGURE 2.2 – Le domaine fluide et ses frontières.

suite, on peut écrire $\frac{\dot{\rho}}{\rho} \simeq -\beta\dot{T}$, β le coefficient de dilatation.

Bilan d'énergie

$$\rho\left(\frac{\partial H}{\partial t} + \mathbf{v} \cdot \mathbf{grad} H\right) - \text{div}(\lambda \mathbf{grad} T) - r = 0 \quad (2.3)$$

ρ est la masse volumique, H l'enthalpie spécifique, \mathbf{v} la vitesse d'écoulement, λ la conductivité thermique, T la température et r la source volumique de chaleur. L'enthalpie H est fonction de la température en incluant à la fois la chaleur sensible et la chaleur latente due au changement de phase, ρ et λ peuvent dépendre de la température. Ainsi, les conditions aux limites associées sont :

$$T = T_0 \quad \text{sur } \partial\Omega_T \quad (2.4)$$

$$\lambda \mathbf{grad} T \cdot \mathbf{n} = q \quad \text{sur } \partial\Omega_q \quad (2.5)$$

T_0 est une température connue sur $\partial\Omega_T$, q est un flux de chaleur qui peut dépendre de la température sur $\partial\Omega_q$ et dont \mathbf{n} est la normale sortante.

Bilan de quantité de mouvement (équations de Navier Stokes)

$$-\mathbf{grad} p + \text{div} \mathbf{s} + \mathbf{f}_v = \rho\left(\frac{\partial \mathbf{v}}{\partial t} + \mathbf{grad} \mathbf{v} \cdot \mathbf{v}\right) \quad (2.6)$$

p est la pression de fluide, \mathbf{s} le déviateur du tenseur des contraintes de Cauchy, et \mathbf{f}_v

la densité volumique d'effort. La force de flottabilité peut être prise en compte par la densité volumique d'effort donnée par l'expression suivante :

$$\mathbf{f}_v = \rho_0 \mathbf{g}(1 - \beta(T - T_0)) \quad (2.7)$$

\mathbf{g} est l'accélération de la pesanteur, ρ_0 la masse volumique correspondant à la température T_0 .

Le fluide est supposé se comporter comme un fluide newtonien. La relation entre le taux de déformation mécanique eulérien \mathbf{D}_m et le déviateur de contrainte \mathbf{s} peut donc s'écrire sous la forme suivante :

$$\mathbf{s} = 2\mu\mathbf{D}_m \quad (2.8)$$

avec μ la viscosité dynamique du fluide.

Les conditions aux limites associées sont données par les deux équations suivantes :

$$\mathbf{v} = \mathbf{v}^d \quad \text{sur } \partial\Omega_v \quad (2.9)$$

$$\sigma \cdot \mathbf{n} = \varphi^d \quad \text{sur } \partial\Omega_\varphi \quad (2.10)$$

\mathbf{v}^d et φ^d sont respectivement une vitesse et une force prescrites sur $\partial\Omega_v$ et $\partial\Omega_\varphi$, $\sigma = \mathbf{s} - p\mathbf{I}$ est le tenseur des contraintes de Cauchy, avec \mathbf{I} le tenseur identité.

2.3.2 Formulation faible

La formulation faible du bilan d'énergie ainsi que la formulation par élément fini du problème thermique restent classiques, elles sont détaillées par Bergheau et Fortunier [63], et Bergheau et al. [64]. Dans la suite, nous nous concentrerons sur la formulation du problème fluide. Les écoulements du fluide sont supposés visqueux, compressibles et dilatables thermiquement. La formulation par élément fini du problème fluide repose sur une formulation mixte en vitesse-pression (\mathbf{v}, p) qui peut être écrite à partir des équations 2.1, 2.2, 2.6 et 2.10.

Le problème est maintenant de trouver $(\mathbf{v}, p) \in (v_{ad} \times P_{ad})$ tel que $\forall (\mathbf{v}^*, p^*) \in (v_{ad}^0 \times P_{ad})$ on a :

$$\begin{aligned} & - \int_{\Omega} \mathbf{v}^* \rho \left(\frac{\partial \mathbf{v}}{\partial t} + \text{grad} \mathbf{v} \cdot \mathbf{v} \right) dv - \int_{\Omega} \mathbf{D}^* : 2\mu \mathbf{D}_m dv + \int_{\Omega} \text{div}(\mathbf{v}^*) p dv + \\ & \int_{\Omega} \mathbf{v}^* \cdot \mathbf{f}_v dv + \int_{\partial\Omega_\varphi} \mathbf{v}^* \cdot \varphi^d ds = 0 \\ & \int_{\Omega} p^* \text{div} \left(\mathbf{v} + \frac{\dot{\rho}}{\rho} \right) dv = 0 \end{aligned} \quad (2.11)$$

avec $\mathbf{D}^* = \frac{1}{2} (\text{grad} \mathbf{v}^* + (\text{grad} \mathbf{v}^*)^T)$

Dans l'équation 2.11 :

$$\begin{aligned} v_{ad} &= \{\mathbf{v} \in H^1(\Omega) \mid \mathbf{v} = \mathbf{v}^d \text{ sur } \partial\Omega_v\} \\ v_{ad}^0 &= \{\mathbf{v} \in H^1(\Omega) \mid \mathbf{v} = \mathbf{0} \text{ sur } \partial\Omega_v\} \\ P_{ad} &= \{p \in L^2(\Omega)\} \end{aligned}$$

2.3.3 Discrétisation par élément fini

2.3.3.1 Élément fini P1+/P1

Au cours d'une simulation numérique, le choix de l'élément fini reste une étape très importante. Il existe différents critères à vérifier pour sélectionner l'élément fini le plus adapté. Parmi ces critères, on cite l'ordre des éléments, leur stabilité, leur rapidité et leur compatibilité avec les différentes géométries. En se reposant sur ce dernier critère, les éléments linéaires triangulaires en 2D et tétraédriques en 3D offrent une grande facilité de génération du maillage. Cependant, ces éléments peuvent présenter des problèmes de verrouillage du champ de vitesse [65] et des oscillations du champ de pression dans le cas des matériaux incompressibles [66; 67; 68]. Pour éviter le problème de verrouillage, des formulations mixtes ou des techniques de sous-intégration peuvent être utilisées. Par la suite, l'amélioration de la stabilité de l'élément pour satisfaire la condition de Ladyzenskaia-Brezzi-Babuska (LBB) peut être réalisée en utilisant différentes méthodes. On cite par exemple la méthode F-Bar [69] et surtout la méthode d'enrichissement « sub grid scale » [70]. Cette dernière consiste à rajouter un nœud interne supplémentaire « nœud bulle », positionné au barycentre de l'élément (figure 2.3) afin d'enrichir l'approximation du champ de vitesse. Ceci permet de satisfaire la condition LBB et les bilans de quantité de mouvement et de masse.

Cet élément enrichi P1+/P1 a été implémenté dans le code SYSWELD® [71] en mécanique des fluides stationnaires pour le problème de Stokes [72; 73]. Par la suite, il a été adapté par Heuzé [74] et Amin-El-Sayed [15] pour le problème de Navier Stokes avec des écoulements instationnaires. Dans notre travail, celui-ci est utilisé pour simuler la dynamique des écoulements instationnaires. Il est associé à un schéma d'intégration à quatre points de Gauss, positionnées aux barycentres des quatre sous-tétraèdres.

Approximation de la vitesse

Le champ de vitesse est décomposé en une partie \mathbf{v}_s calculée à partir des vitesses des nœuds sommets V_s et les fonctions de forme \mathbf{N}_s de l'élément tétraédrique classique à 4 nœuds [63], et une autre partie \mathbf{v}_b calculée à partir de vecteur Λ_b de degrés de liberté supplémentaires attachés au nœud bulle et de la fonction de forme \mathbf{N}_b :

$$\mathbf{v} = \mathbf{v}_s + \mathbf{v}_b \quad (2.12)$$

avec :

$$\begin{aligned} \mathbf{v}_s &= \mathbf{N}_s \cdot \mathbf{V}_s = \sum_{n=1}^4 N_{s_n} \mathbf{V}_{s_n} \\ \mathbf{v}_b &= \mathbf{N}_b \cdot \Lambda_b \end{aligned} \quad (2.13)$$

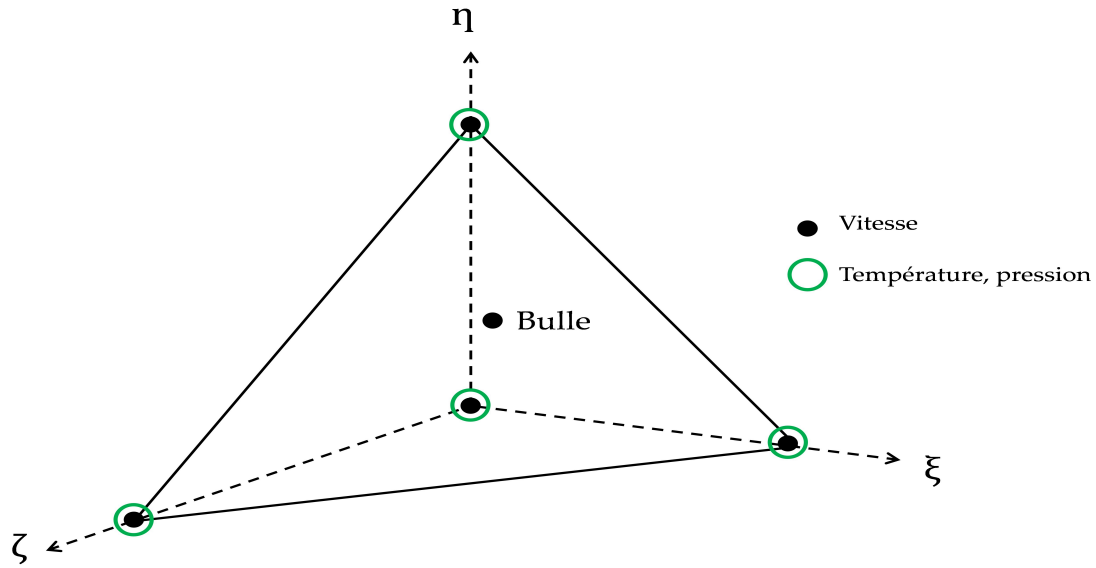


FIGURE 2.3 – Élément linéaire tétraédrique P1+/P1.

où $N_b = \min_{n=1,4} N_{s_n}$

Nous précisons que Λ_b ne représente pas la vitesse du point bulle de l'élément puisque les fonctions de forme des nœuds de sommet N_s ne s'annulent pas à ce point.

La vitesse virtuelle \mathbf{v}^* est ainsi décomposée de la même manière. Notant que la vitesse bulle \mathbf{v}_b s'annule sur les frontières d'élément $\partial\Omega^e$ (principe de nœud bulle) et donc en tout point de $\partial\Omega$.

Approximation de la pression

La pression est calculée à partir des valeurs des nœuds sommets :

$$p = N_s \cdot \mathbf{P}_s = \sum_{n=1}^4 N_{s_n} \mathbf{P}_{s_n} \quad (2.14)$$

La température est aussi calculée de la même manière que la pression.

Le déviateur du taux de déformation eulérien \mathbf{D}_m , ainsi que \mathbf{D}_m^* , sont décomposés sous les formes suivantes :

$$\begin{aligned} \mathbf{D}_m &= \mathbf{D}_{m_s} + \mathbf{D}_{m_b} \\ \mathbf{D}_{m_s} &= \mathbf{D}_s + \frac{\dot{\rho}}{3\rho} \mathbf{I} = \frac{1}{2} (\mathbf{grad} \mathbf{v}_s + (\mathbf{grad} \mathbf{v}_s)^T) + \frac{\dot{\rho}}{3\rho} \mathbf{I} \\ \mathbf{D}_{m_b} &= \mathbf{D}_b = \frac{1}{2} (\mathbf{grad} \mathbf{v}_b + (\mathbf{grad} \mathbf{v}_b)^T) \end{aligned} \quad (2.15)$$

$$\begin{aligned}
 \mathbf{D}_m^* &= \mathbf{D}_{m_s}^* + \mathbf{D}_{m_b}^* \\
 \mathbf{D}_{m_s}^* &= \mathbf{D}_s^* + \frac{\dot{\rho}}{3\rho} \mathbf{I} = \frac{1}{2} (\mathbf{grad} \mathbf{v}_s^* + (\mathbf{grad} \mathbf{v}_s^*)^T) + \frac{\dot{\rho}}{3\rho} \mathbf{I} \\
 \mathbf{D}_{m_b}^* &= \mathbf{D}_b^* = \frac{1}{2} (\mathbf{grad} \mathbf{v}_b^* + (\mathbf{grad} \mathbf{v}_b^*)^T)
 \end{aligned} \tag{2.16}$$

L'équation 2.11, avec les équations 2.8, 2.13 et 2.15 peut être réécrite pour tout \mathbf{v}_s^* , \mathbf{v}_b^* et p^* sous la forme suivante :

$$\begin{aligned}
 & - \int_{\Omega} \mathbf{v}_s^* \rho \left(\frac{\partial \mathbf{v}}{\partial t} + \mathbf{grad} \mathbf{v} \cdot \mathbf{v} \right) dv - \int_{\Omega} \mathbf{D}_s^* : 2\mu \mathbf{D}_{m_s} dv - \int_{\Omega} \mathbf{D}_s^* : 2\mu \mathbf{D}_{m_b} dv + \\
 & \int_{\Omega} \mathit{div}(\mathbf{v}_s^*) p dv + \int_{\Omega} \mathbf{v}_s^* \cdot \mathbf{f}_v dv + \int_{\partial\Omega_\varphi} \mathbf{v}_s^* \cdot \boldsymbol{\varphi}^d ds = 0 \\
 & - \int_{\Omega} \mathbf{v}_b^* \rho \left(\frac{\partial \mathbf{v}}{\partial t} + \mathbf{grad} \mathbf{v} \cdot \mathbf{v} \right) dv - \int_{\Omega} \mathbf{D}_b^* : 2\mu \mathbf{D}_{m_s} dv - \int_{\Omega} \mathbf{D}_b^* : 2\mu \mathbf{D}_{m_b} dv + \\
 & \int_{\Omega} \mathit{div}(\mathbf{v}_b^*) p dv + \int_{\Omega} \mathbf{v}_b^* \cdot \mathbf{f}_v dv = 0 \\
 & \int_{\Omega} p^* \left(\mathit{div}(\mathbf{v}_s + \mathbf{v}_b) + \frac{\dot{\rho}}{\rho} \right) dv = 0
 \end{aligned} \tag{2.17}$$

\mathbf{D}_s et \mathbf{D}_s^* sont constants sur chaque élément Ω^e car ils font intervenir les dérivées des fonctions de forme du tétraèdre classique. De plus, en supposant que $\frac{\dot{\rho}}{\rho}$ et μ sont constants sur chaque élément (cela suppose que $\frac{\dot{\rho}}{\rho}$ et μ soient calculés en un seul point, au centre de gravité du tétraèdre), \mathbf{D}_{m_s} est également constant sur chaque élément. En ajoutant que la vitesse bulle \mathbf{v}_b s'annule sur la frontière de chaque élément $\partial\Omega^e$, on obtient :

$$\begin{aligned}
 \int_{\Omega^e} \mathbf{D}_s^* : 2\mu \mathbf{D}_{m_b} dv &= 2\mu \mathbf{D}_s^* : \int_{\Omega^e} \mathbf{D}_{m_b} dv = \\
 \mu \mathbf{D}_s^* : \int_{\Omega^e} (\mathbf{grad} \mathbf{v}_b + (\mathbf{grad} \mathbf{v}_b)^T) dv &= \mu \mathbf{D}_s^* : \int_{\Omega^e} (\mathbf{n} \otimes \mathbf{v}_b + \mathbf{v}_b \otimes \mathbf{n}) ds = 0
 \end{aligned} \tag{2.18}$$

Pour les mêmes raisons, on a :

$$\int_{\Omega^e} \mathbf{D}_b^* : 2\mu \mathbf{D}_{m_s} dv = 0 \tag{2.19}$$

Résolution

Un schéma implicite pour $\frac{\partial \mathbf{v}}{\partial t}$ et une linéarisation du terme d'advection sont utilisés pour l'intégration temporelle des équations 2.17. On suppose également que le nœud bulle ne contribue pas à l'accélération (seuls les nœuds sommets sont pris en compte pour l'interpolation de l'accélération).

Les équations 2.17, avec les équations 2.18 et 2.19 peuvent donc être réécrites à l'instant final de tout pas de temps $[t, t + \Delta t]$, pour tout \mathbf{v}_s^* , \mathbf{v}_b^* et p^* :

$$\begin{aligned}
 & - \int_{\Omega} \rho \mathbf{v}_s^* \left(\frac{\mathbf{v}_s - \mathbf{v}_s^t}{\Delta t} + \text{grad}(\mathbf{v}_s + \mathbf{v}_b) \cdot \mathbf{v}^t \right) dv - \int_{\Omega} \mathbf{D}_s^* : 2\mu \mathbf{D}_{m_s} dv + \int_{\Omega} \text{div}(\mathbf{v}_s^*) p dv + \\
 & \int_{\Omega} \mathbf{v}_s^* \cdot \mathbf{f}_v dv + \int_{\partial\Omega_{\varphi}} \mathbf{v}_s^* \cdot \varphi^d ds = 0 \\
 & - \int_{\Omega} \rho \mathbf{v}_b^* \left(\frac{\mathbf{v}_s - \mathbf{v}_s^t}{\Delta t} + \text{grad}(\mathbf{v}_s + \mathbf{v}_b) \cdot \mathbf{v}^t \right) dv - \int_{\Omega} \mathbf{D}_b^* : 2\mu \mathbf{D}_{m_b} dv + \int_{\Omega} \text{div}(\mathbf{v}_b^*) p dv + \quad (2.20) \\
 & \int_{\Omega} \mathbf{v}_b^* \cdot \mathbf{f}_v dv = 0 \\
 & \int_{\Omega} p^* \left(\text{div}(\mathbf{v}_s + \mathbf{v}_b) + \frac{\dot{\rho}}{\rho} \right) dv = 0
 \end{aligned}$$

où toutes les quantités sont considérées à l'instant $t + \Delta t$, à l'exception de \mathbf{v}^t qui représente la vitesse à l'instant t .

En utilisant maintenant la notation de Voigt pour le taux de déformation eulérien et en définissant les matrices \mathbf{B}_s et \mathbf{B}_b à partir des équations 2.13 et 2.15 telles que $\mathbf{D}_s = \mathbf{B}_s \cdot \mathbf{V}_s$ et $\mathbf{D}_b = \mathbf{B}_b \cdot \Lambda_b$, les équations 2.20 conduisent aux expressions suivantes des vecteurs résiduels nodaux :

$$\begin{aligned}
 \mathbf{T}_s &= - \int_{\Omega} \rho \mathbf{N}_s^T \frac{\mathbf{v}_s - \mathbf{v}_s^t}{\Delta t} dv - \int_{\Omega} \rho \mathbf{N}_s^T \text{grad}(\mathbf{v}_s + \mathbf{v}_b) \cdot \mathbf{v}^t dv - \int_{\Omega} \mathbf{B}_s^T \cdot 2\mu \mathbf{D}_{m_s} dv + \\
 & \int_{\Omega} (\text{grad} \mathbf{N}_s)^T p dv + \int_{\Omega} \mathbf{N}_s^T \cdot \mathbf{f}_v dv + \int_{\partial\Omega_{\varphi}} \mathbf{N}_s^T \cdot \varphi^d ds = 0 \\
 \mathbf{T}_b &= - \int_{\Omega} \rho \mathbf{N}_b^T \frac{\mathbf{v}_s - \mathbf{v}_s^t}{\Delta t} dv - \int_{\Omega} \rho \mathbf{N}_b^T \text{grad}(\mathbf{v}_s + \mathbf{v}_b) \cdot \mathbf{v}^t dv - \int_{\Omega} \mathbf{B}_b^T \cdot 2\mu \mathbf{D}_{m_b} dv + \quad (2.21) \\
 & \int_{\Omega} (\text{grad} \mathbf{N}_b)^T p dv + \int_{\Omega} \mathbf{N}_b^T \cdot \mathbf{f}_v dv = 0 \\
 \mathbf{T}_p &= \int_{\Omega} \mathbf{N}_s^T \left(\text{div}(\mathbf{v}_s + \mathbf{v}_b) + \frac{\dot{\rho}}{\rho} \right) dv = 0
 \end{aligned}$$

Notant que la seconde ligne des équations 2.21 définit au niveau de l'élément, la relation linéaire suivante entre V_s , Λ_b et P_s :

$$\mathbf{K}_{bs} \cdot \mathbf{V}_s + \mathbf{K}_{bb} \cdot \Lambda_b + \mathbf{K}_{bp} \cdot P_s - \mathbf{F}_b = 0 \quad (2.22)$$

avec :

$$\begin{aligned}
 \mathbf{K}_{bs} &= \int_{\Omega} \mathbf{N}_b^T \cdot \rho \text{grad} \mathbf{N}_s \cdot \mathbf{v}^t dv + \int_{\Omega} \mathbf{N}_b^T \cdot \frac{\rho}{\Delta t} \mathbf{N}_s dv \\
 \mathbf{K}_{bb} &= \int_{\Omega} \mathbf{B}_b^T \cdot 2\mu \mathbf{B}_b dv + \mathbf{N}_b^T \cdot \rho \text{grad} \mathbf{N}_b \cdot \mathbf{v}^t dv \\
 \mathbf{K}_{bp} &= - \int_{\Omega} (\text{grad} \mathbf{N}_b)^T \cdot \mathbf{N}_s dx \\
 \mathbf{F}_b &= \int_{\Omega} \mathbf{N}_b^T \cdot \mathbf{f}_v dv + \int_{\Omega} \mathbf{N}_b^T \cdot \frac{\mathbf{v}_s^t}{\Delta t} \rho dv
 \end{aligned} \quad (2.23)$$

L'équation 2.21 est résolue en utilisant la méthode de Newton-Raphson. Après avoir éliminé le terme Λ_b dans l'équation 2.22, à chaque itération les corrections δV_s et δP_s sont calculées à partir des expressions suivantes :

$$\begin{bmatrix} \mathbf{K}_{ss} - \mathbf{K}_{sb} \cdot \mathbf{K}_{bb}^{-1} \cdot \mathbf{K}_{bs} & \mathbf{K}_{sp} - \mathbf{K}_{sb} \cdot \mathbf{K}_{bb}^{-1} \cdot \mathbf{K}_{bp} \\ \mathbf{K}_{ps} - \mathbf{K}_{pb} \cdot \mathbf{K}_{bb}^{-1} \cdot \mathbf{K}_{bs} & -\mathbf{K}_{pb} \cdot \mathbf{K}_{bb}^{-1} \cdot \mathbf{K}_{bp} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \delta V_s \\ \delta P_s \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} T_s \\ T_p \end{Bmatrix} \quad (2.24)$$

avec :

$$\begin{aligned} \mathbf{K}_{sb} &= \int_{\Omega} \mathbf{N}_s^T \cdot \rho \mathbf{grad} \mathbf{N}_b \cdot \mathbf{v}^t dv \\ \mathbf{K}_{ss} &= \int_{\Omega} \mathbf{B}_s^T \cdot 2\mu \mathbf{B}_s dv + \int_{\Omega} \mathbf{N}_s^T \cdot \rho \mathbf{grad} \mathbf{N}_s \cdot \mathbf{v}^t dv + \int_{\Omega} \mathbf{N}_s^T \cdot \frac{\rho}{\Delta t} \mathbf{grad} \mathbf{N}_s dv \\ \mathbf{K}_{sp} &= - \int_{\Omega} (\mathbf{grad} \mathbf{N}_s)^T p \cdot \mathbf{N}_s dx \end{aligned} \quad (2.25)$$

$$\begin{aligned} \mathbf{K}_{ps} &= \mathbf{K}_{sp}^T \\ \mathbf{K}_{pb} &= \mathbf{K}_{bp}^T \end{aligned} \quad (2.26)$$

Le processus est répété tant que $\|T_s\| > \varepsilon_s$ et $\|T_p\| > \varepsilon_p$, où ε_s et ε_p sont des seuils de précision prescrits par l'utilisateur.

2.3.4 Modélisation des effets de la tension de surface

La prise en compte de la tension de surface est inévitable au cours de la simulation numérique de la formation du bain fondu. La tension de surface induit une pression normale à la surface libre du fluide (effet de courbure), proportionnelle à la courbure de ce dernier, et son gradient génère une force tangentielle surfacique (effet Marangoni). Ces deux effets de la tension de surface peuvent affecter la morphologie du bain. C'est pour cela que différents travaux ont été développés afin d'implémenter la tension de surface dans les codes d'éléments finis [75; 76; 77; 78; 79]. Ils consistent à prendre en compte les deux effets de façon naturelle dans les conditions aux limites définies dans l'équation 2.6 en incluant les charges appliquées à la surface libre du fluide par le biais des forces externes du problème. Avec une telle approche, l'effet Marangoni peut être introduit de manière directe et ne nécessite aucune attention particulière. Cependant, la mise en œuvre de l'effet de courbure reste plus compliquée car elle nécessite un calcul préalable de la courbure moyenne de la surface libre [76; 77]. La position de la surface libre est donnée par le mouvement du fluide et le calcul de la courbure nécessite l'évaluation des dérivées secondes du champ de déplacement. Ce calcul peut être réalisé de manière assez précise en utilisant des éléments de classe C^1 . En revanche, ces derniers sont très lourds et assez coûteux. Pour utiliser les éléments classiques, de classe C^0 , il existe une autre manière pour calculer la courbure. Elle consiste à calculer la divergence de la normale à la surface libre en utilisant les normales nodales ainsi que les dérivées premières des fonctions de forme. Cependant, le calcul de la normale nodale, généralement obtenu en faisant la moyenne de la normale des éléments surfaciques connectés à chaque nœud considéré, peut induire des erreurs significatives dans les résultats. La figure 2.4 montre les conséquences de ces erreurs. Il s'agit d'un calcul de ballottement

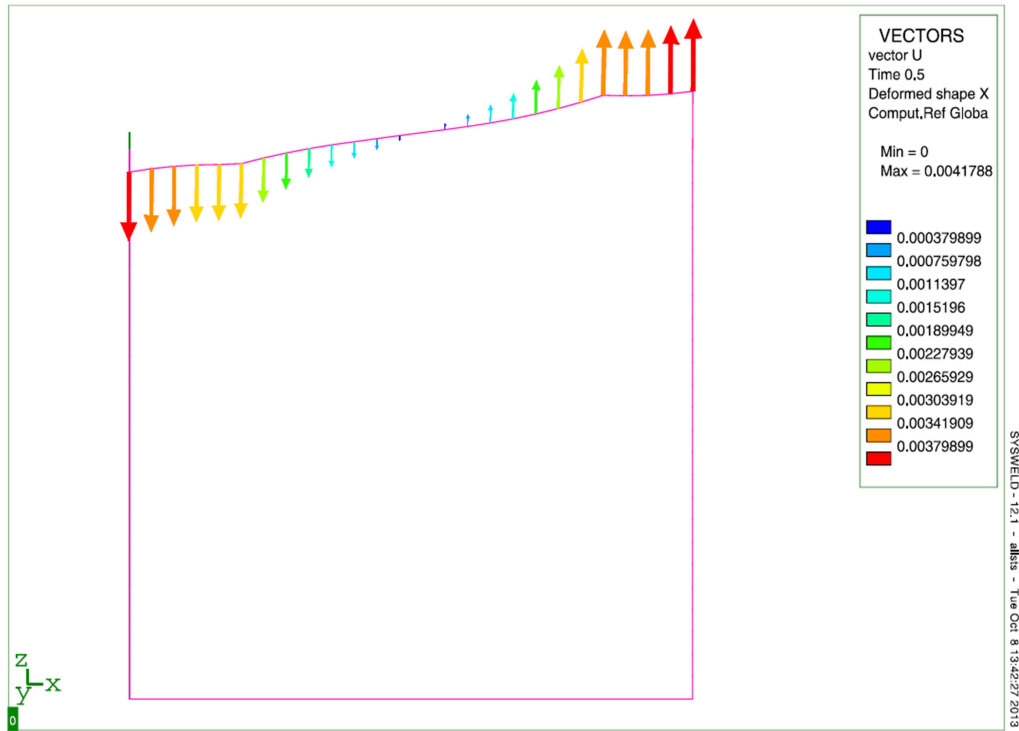


FIGURE 2.4 – Champ de déplacement vertical de l’eau dans un problème de ballottage : prise en compte de la tension de surface à travers les chargements extérieurs et en utilisant des éléments de classe C^0 [80].

d’eau dans un container. Au début de la simulation, la surface libre de l’eau prend une forme sinusoïdale parfaite, puis elle se dégrade au cours du temps.

Dans cette étude, nous utilisons une approche efficace suggérée dans [75; 78; 79] pour l’effet de courbure et généralisée par LEBLOND et al. [80] pour les deux effets de courbure et de Marangoni. Elle est basée sur l’équivalence entre les effets de la tension de surface et ceux d’une membrane fictive tendue liée à la surface libre. La tension de surface est donc prise en compte par un état de contrainte hydrostatique $\tau = \begin{bmatrix} \gamma & 0 \\ 0 & \gamma \end{bmatrix}$ (γ est la tension de surface) appliquée en surface sur des mailles de type membrane (élément de peau : figure 2.5), d’épaisseur nulle, et n’ayant pas de propriétés matériaux. La transmission des effets de la tension de surface des éléments de peau aux éléments fluides 3D est réalisée par l’intermédiaire des nœuds communs aux éléments 2D et 3D.

La formulation faible du problème fluide est donc modifiée en ajoutant le terme $-\int_{\partial\Omega_{free}} \mathbf{D}_s^* : \tau ds$, avec $\partial\Omega_{free}$ la surface libre du fluide, dans l’équation 2.20 qui peut prendre l’écriture suivante :

$$\begin{aligned}
 & - \int_{\Omega} \rho \mathbf{v}_s^* \left(\frac{\mathbf{v}_s - \mathbf{v}_s^t}{\Delta t} + \text{grad}(\mathbf{v}_s + \mathbf{v}_b) \cdot \mathbf{v}^t \right) dv - \int_{\Omega} \mathbf{D}_s^* : 2\mu \mathbf{D}_{m_s} dv + \\
 & \int_{\Omega} \text{div}(\mathbf{v}_s^*) p dv + \int_{\Omega} \mathbf{v}_s^* \cdot \mathbf{f}_v dv - \int_{\partial\Omega_{free}} \mathbf{D}_s^* : \tau ds + \int_{\partial\Omega_{\varphi}} \mathbf{v}_s^* \cdot \varphi^d ds = 0
 \end{aligned} \tag{2.27}$$

L’approche proposée ne nécessite pas de calculer la courbure moyenne de la surface

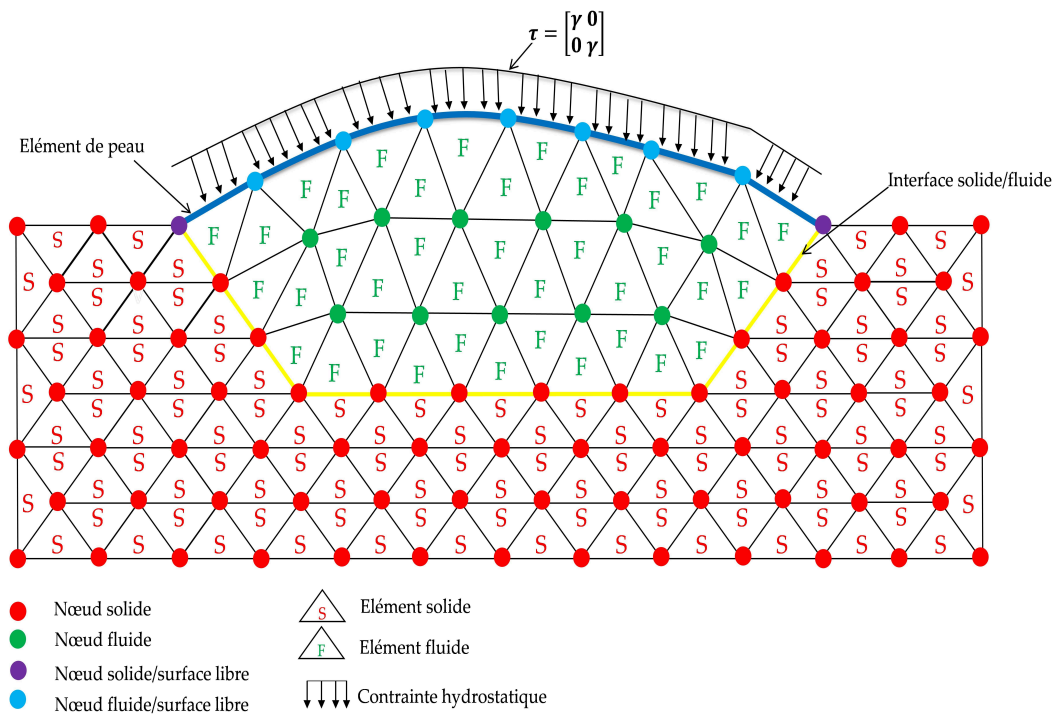


FIGURE 2.5 – Maillage 2D avec des éléments de peau 1D (les éléments en bleu).

libre, ce qui la rend efficace et précise. En outre, il est possible de prendre en compte les deux effets de manière naturelle et simple. Pour cela, il suffit de considérer une tension de surface en fonction de la température du point de Gauss. Ceci permet d'éviter les problèmes numériques liés aux approches classiques.

2.3.5 Actualisation de la surface libre

Différentes méthodes ont été proposées pour simuler les mouvements de la surface libre d'un fluide. Combinées à des formulations entièrement eulériennes, les techniques de volume de fluide (VOF) [29] et de level set [28] sont les plus utilisées. Ces deux techniques peuvent simuler le Keyhole et aider à prévoir la formation des défauts de fabrication comme la porosité. En revanche, la prise en compte des déformations de solide restent très difficiles en utilisant ces techniques. C'est pour cela que la méthode Arbitraire Lagrangienne Eulérienne (ALE) peut être une alternative [30; 35; 36; 81]. Elle consiste à imposer le déplacement de la surface libre sur le maillage au-dessus du bain (les nœuds de la surface libre). Cependant, pour conserver une bonne qualité de maillage, une étape de repositionnement des nœuds à l'intérieur du bain est nécessaire, ainsi un mouvement du maillage doit être pris en compte dans la formulation par élément fini.

Dans ce travail, une approche ALE est proposée. Les différentes étapes de sa mise en œuvre sont illustrées dans la figure (2.6). La première étape consiste à récupérer le maillage et les résultats d'un pas de temps du calcul thermo-fluide. Par la suite, en fonction de la température nodale, l'état de chaque nœud est défini. Les nœuds de la surface libre sont ensuite déplacés en fonction de la vitesse normale de la matière (on néglige

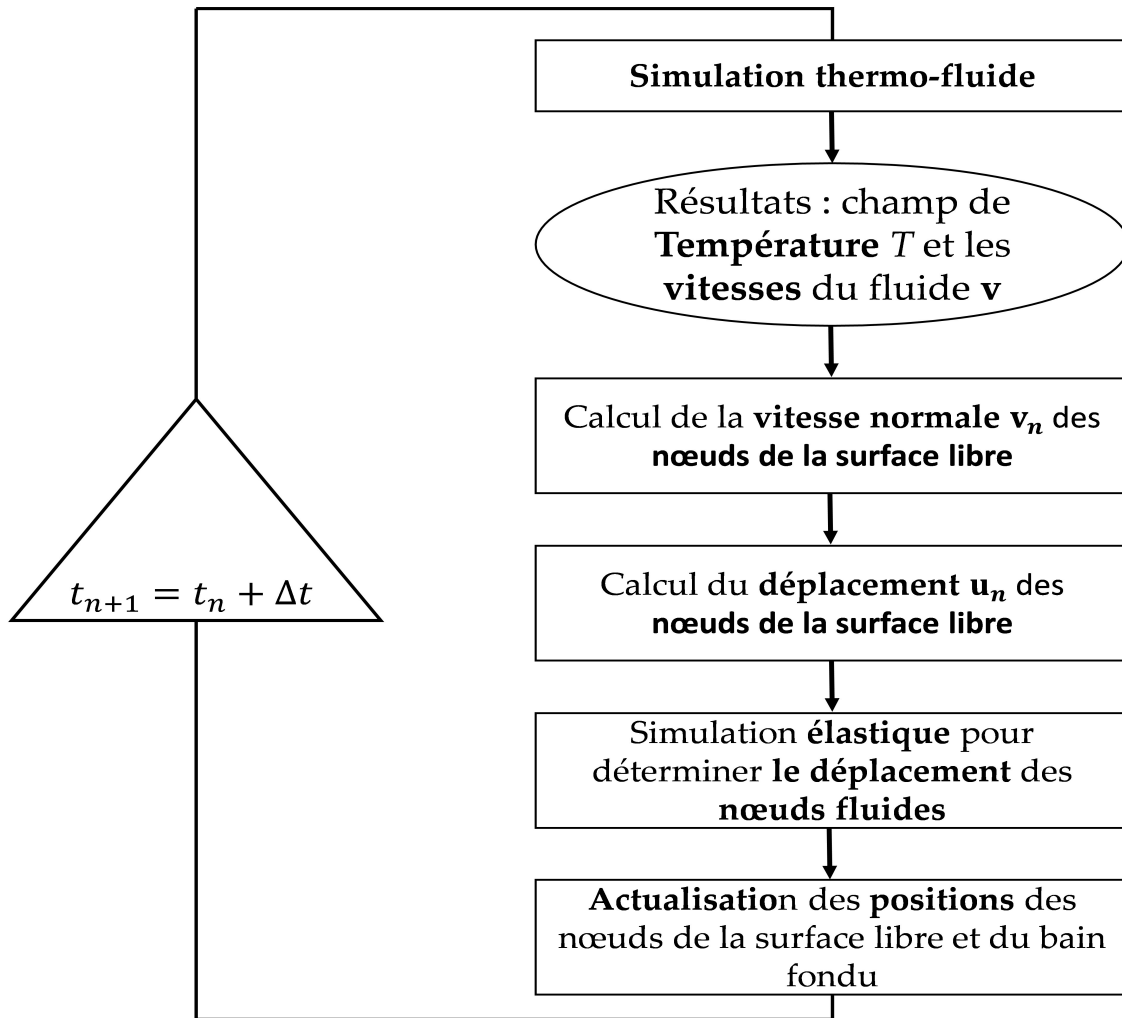


FIGURE 2.6 – Algorithme proposé pour l’approche ALE.

le déplacement tangentiel de la surface libre). Les nœuds fluides à l’intérieur du bain fondu sont aussi repositionnés en se reposant sur un calcul élastique dans lequel les nœuds solides restent immobiles.

L’identification de l’état des nœuds qui dépend de la nature des éléments (élément fluide ou élément solide) est une étape très importante avec une telle approche. En effet, chaque nœud est envoyé vers une routine en fonction de son appartenance à une zone ou une surface spécifique. Afin de définir l’état de chaque nœud, la nature des éléments est déterminée en fonction de leur température moyenne. Cette dernière est calculée par la moyenne des températures des nœuds associés à l’élément (équation 2.28). Les éléments qui ont des températures moyennes supérieures à la température de fusion T_{liq} sont considérés comme des éléments fluides, les autres comme des éléments solides. En fonction de sa position et l’état des éléments auxquels le nœud est connecté, 4 types de nœuds peuvent être définis :

- Nœud solide : il est lié au moins à un élément solide.
- Nœud solide/surface libre : un nœud solide lié au moins à un élément de peau

- Nœud fluide : il n'est lié qu'aux éléments liquides
- Nœuds de la surface libre : c'est un nœud fluide. Pour identifier ces nœuds, des mailles de peau ont été prévues au début du calcul. Les nœuds fluides connectés au moins à une maille de peau sont des nœuds de la surface libre.

$$T_{moy} = \frac{\sum_{i=j}^{n=j+3} T_i}{i} \quad (2.28)$$

avec T_{moy} la température moyenne d'un élément, T_i la température du nœud numéro i , j le premier nombre des 4 nœuds connectés à l'élément.

La normale à un nœud de la surface libre est ensuite définie comme la moyenne des normales des mailles de peau connectées à ce nœud (figure 2.7, équation 2.29).

$$\mathbf{n}^{(k)} = \frac{\sum_{i=m}^{N_{ms}} \mathbf{n}^{(E)}}{\left\| \sum_{i=m}^{N_{ms}} \mathbf{n}^{(E)} \right\|} \quad (2.29)$$

où $\mathbf{n}^{(k)}$ et $\mathbf{n}^{(E)}$ sont respectivement les normales au nœud k et à la maille de peau E , m et N_{ms} sont respectivement les numéros de la première et la dernière maille connectées au nœud k . Une fois que les normales aux nœuds de la surface libre sont définies, les vitesses normales et les déplacements normaux sont calculés en utilisant les expressions suivantes :

$$\mathbf{v}_{\mathbf{n}_k}(t + \Delta t) = (\mathbf{n}_k \cdot \mathbf{v}_k(t + \Delta t)) \cdot \mathbf{n}_k \quad (2.30)$$

$$\mathbf{u}_{\mathbf{n}_k}(t + \Delta t) = \mathbf{U}_{\mathbf{n}_k}(t) + \mathbf{V}_{\mathbf{n}_k}(t + \Delta) \cdot \Delta t \quad (2.31)$$

$\mathbf{v}_{\mathbf{n}_k}$ et $\mathbf{u}_{\mathbf{n}_k}$ sont respectivement la vitesse normale et le déplacement normal du nœud k de la surface libre, \mathbf{v}_k la vitesse du nœud k de la surface libre, \mathbf{n}_k la normale à ce nœud k .

Une fois que les déplacements normaux des nœuds de la surface libre sont calculés, différentes méthodes peuvent être utilisées pour repositionner les nœuds fluides à l'intérieur du bain fondu. Par exemple, Heuzé et al. [82] ont utilisé le remplacement barycentrique. Dans notre approche, une simulation élastique est effectuée afin de trouver les déplacements arbitraires des nœuds fluides. Elle consiste à considérer les déplacements des nœuds de la surface libre comme des chargements (figure 2.8) tout en gardant les nœuds solides immobiles. Finalement, le maillage est actualisé en se reposant sur les calculs des déplacements des nœuds de la surface libre et des nœuds fluides (figure 2.9).

Toutes ces étapes sont appliquées pour chaque pas du temps de la simulation thermo-fluide. Pour une raison de simplification, la vitesse du maillage n'a pas été incluse dans la présentation de la formulation par élément fini section (2.3.3). Cette vitesse du maillage est bien sûr prise en compte dans tous les termes d'advection tels que $\mathbf{grad}(\mathbf{v}_s + \mathbf{v}_b) \cdot \mathbf{v}^t$ dans l'équation 2.20 qui maintenant s'écrit $\mathbf{grad}(\mathbf{v}_s + \mathbf{v}_b) \cdot (\mathbf{v}^t - \mathbf{v}_{\text{mesh}}^t)$, avec $\mathbf{v}_{\text{mesh}}^t$ la vitesse du maillage.

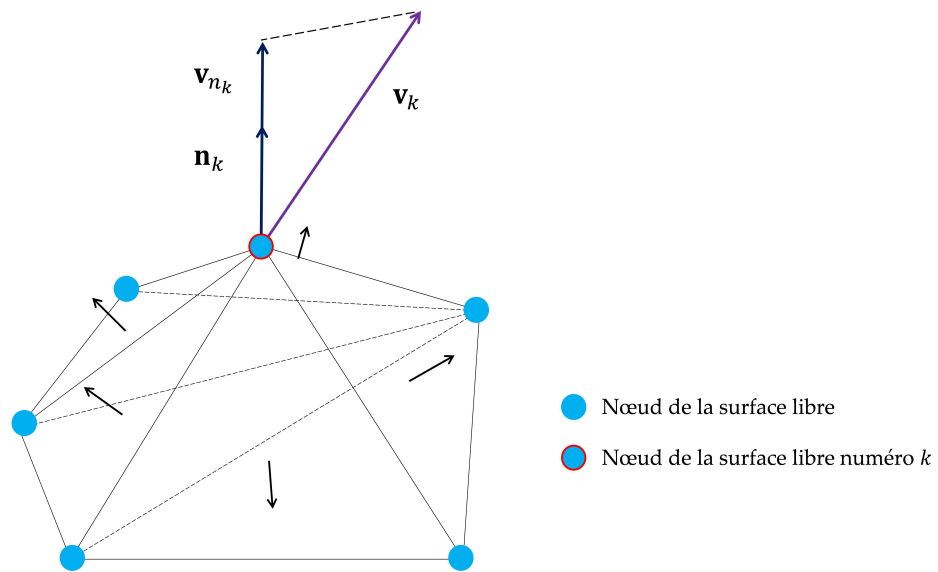


FIGURE 2.7 – Définition de la normale à un nœud de la surface libre et projection de la vitesse matérielle.

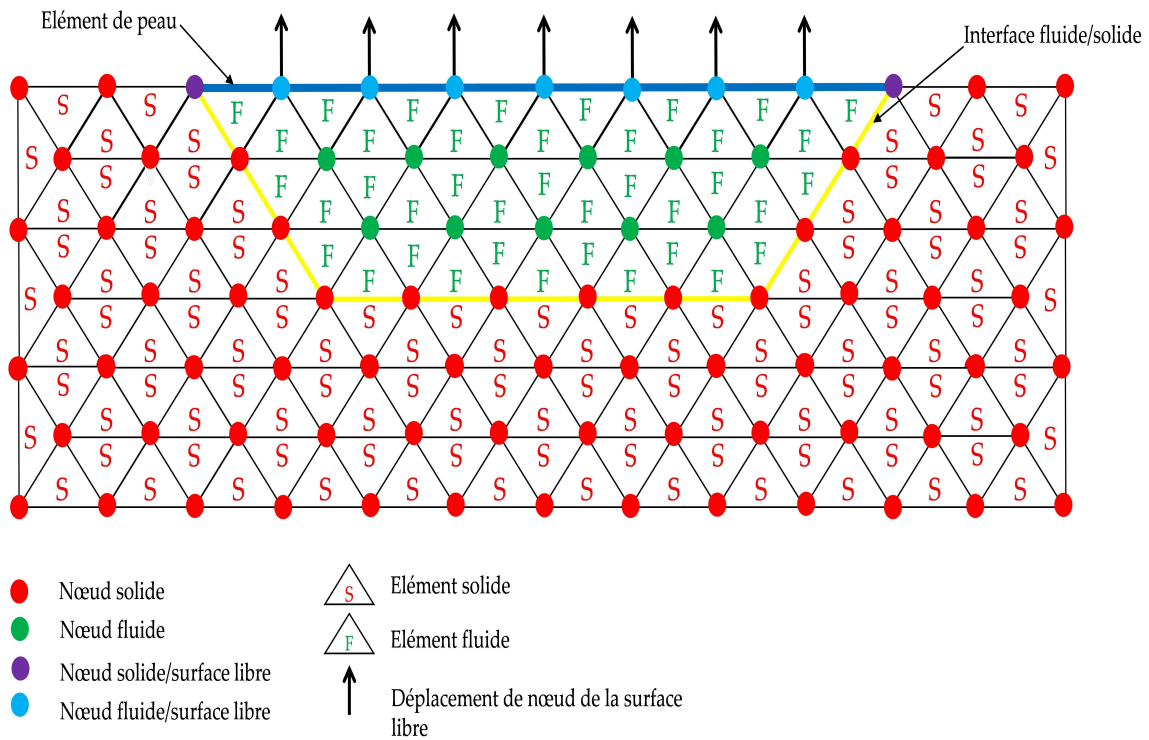


FIGURE 2.8 – Imposer les déplacements des nœuds de la surface libre comme chargement : Maillage avant actualisation des positions des nœuds.

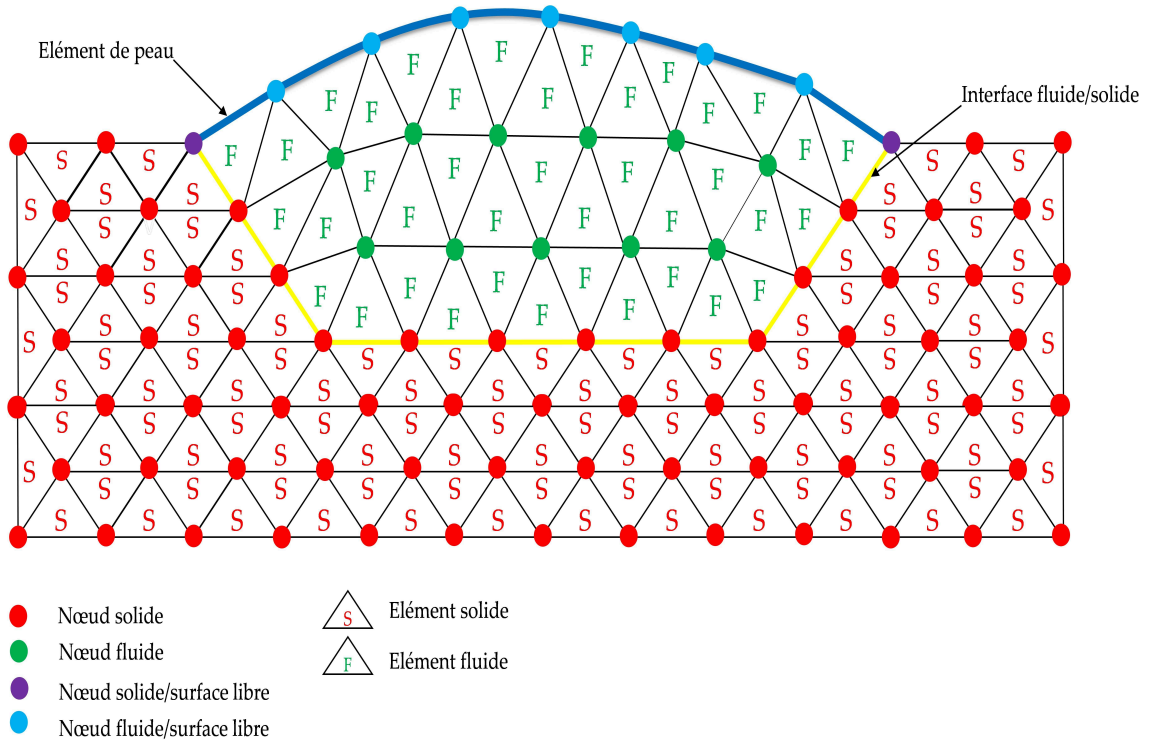


FIGURE 2.9 – Maillage après l’actualisation des positions des nœuds.

2.4 APPLICATION DE VALIDATION

Dans cette section, une validation de la modélisation du problème fluide est effectuée en utilisant des solutions analytiques et numériques. En premier lieu, une application au problème de ballottement de l’eau est utilisée afin de valider notre approche de l’actualisation de la surface libre ainsi que l’effet normal de la tension de surface. Ensuite, en utilisant un Benchmark d’un cas de soudage par point, l’effet tangentiel de la tension de surface (effet Marangoni) est vérifié.

2.4.1 Problème du ballottement

Le problème de ballottement a été développé par Ramaswamy et al. [83] pour valider une formulation ALE. Il consiste à suivre les oscillations d’un liquide contenu dans un container. Ce problème a été amélioré par d’autres chercheurs afin de prendre en compte quelques phénomènes physiques. Par exemple, Popinet et al. [84] et Rabier et al. [85] ont simulé des oscillations produites par la tension de surface. Ils ont comparé leurs résultats numériques avec les résultats analytiques donnés par Prosperetti [86]. Par la suite, ce problème a été adapté par Amin-El-Sayed et al. [15] pour le cas d’un maillage 3D. La solution analytique de ce problème est donnée par l’équation 2.32 :

$$a(t) = \frac{4v^2k^4}{8v^2k^4 + \omega_0^2} a_0 \operatorname{erfc}(\sqrt{vk^2t}) + \sum_{i=1}^4 \frac{z_i}{Z_i} \left(\frac{\omega_0^2 a_0}{z_i^2 - vk^2} \right) \exp\left[\left(z_i^2 - vk^2\right)t\right] \operatorname{erfc}(z_i \sqrt{t}) \quad (2.32)$$

avec a_0 l'amplitude de la forme sinusoïdale initiale, v la viscosité cinématique, k le nombre d'ondes, ω_0 la fréquence naturelle non visqueuse donnée par l'équation 2.33, z_i sont les quatre racines de l'équation 2.34, $Z_1 = (z_2 - z_1)(z_3 - z_1)(z_4 - z_1)$ et Z_2, Z_3 et Z_4 sont obtenues par la permutation circulaire des indices.

$$\omega_0^2 = gk + \frac{\gamma k^3}{\rho} \quad (2.33)$$

où g l'accélération de la pesanteur, γ la tension de surface et ρ la masse volumique.

$$z^4 + 2k^2 v z^2 + 4(k^2 v)^{\frac{3}{2}} z + v^2 k^4 + \omega_0^2 = 0 \quad (2.34)$$

2.4.1.1 Modèle numérique

Dans cette section, une simulation numérique 3D du ballonnement est utilisée pour valider notre approche ALE de l'actualisation de la surface libre ainsi que l'effet normal de la tension de surface. L'objectif du modèle est de suivre les oscillations d'un liquide contenu dans un container de géométrie carrée et de côté unitaire. Initialement, la surface libre du liquide doit suivre une forme sinusoïdale donnée par l'équation suivante :

$$H(x) = 1 + a_0 \sin(\pi(0.5 - x)) \quad (2.35)$$

$a_0 = 0.01 \text{ m}$ désigne l'amplitude initiale. Dans cette équation les distances sont exprimées en m .

En ce qui concerne les conditions aux limites, la surface du bas du container est encastree et les vitesses normales sont telles que $\mathbf{v} \cdot \mathbf{n} = \mathbf{0}$ sur les parois latérales. La surface libre est considérée sur la face supérieure du container (les éléments rouges sur la figure 2.10). Le maillage compte 4223 nœuds et 19636 éléments 3D tétraédriques (figure 2.10). On dispose 100 éléments triangulaires 2D « éléments de peau » sur la surface libre pour appliquer la tension de surface. Les propriétés mécaniques du liquide sont : la masse volumique $\rho = 1 \text{ Kg.m}^{-3}$, la viscosité cinématique $\eta = 0,01 \text{ m.s}^{-2}$ et la gravité $g = 1 \text{ m.s}^{-2}$.

2.4.1.2 Résultats

Une première simulation numérique est réalisée pour suivre le ballonnement du liquide soumis uniquement à son poids (effet de gravité). La simulation numérique dure 20s avec un pas du temps égale 0,1s. La comparaison entre les résultats de cette simulation et ceux de la solution analytique est donnée par la figure 2.11.

Dans le reste des simulations numériques, le fluide est soumis à son poids ainsi qu'à la tension de surface. Des valeurs de tension de surface entre 0,001 et 1 N.m^{-1} ont été

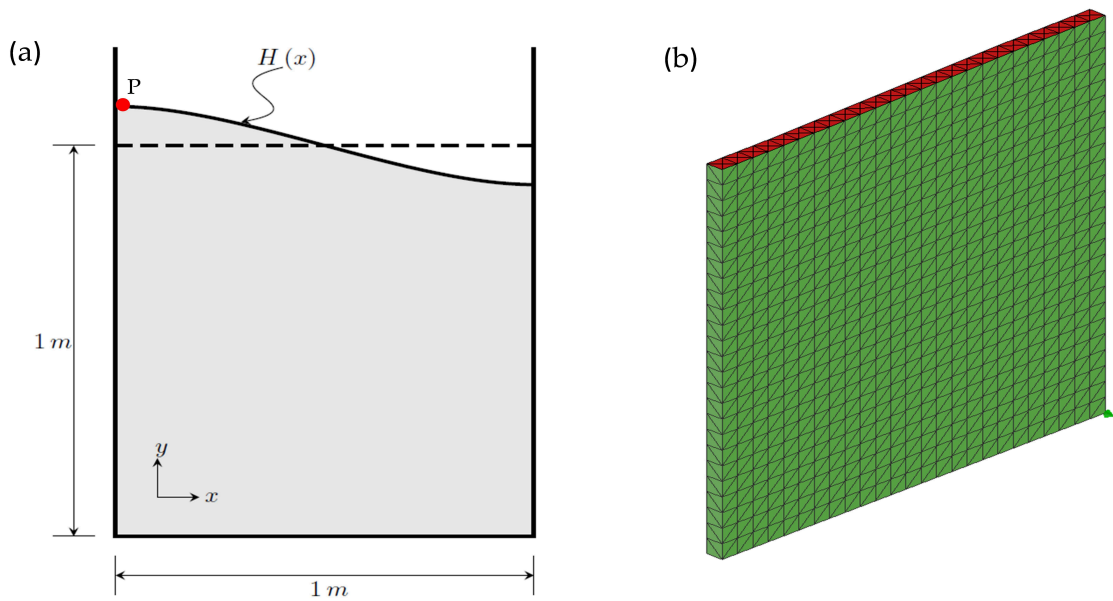


FIGURE 2.10 – (a) Schématisation, (b) maillage du problème de ballonnement.

TABLE 2.1 – variation du pas de temps en fonction de la valeur de la tension de surface.

Tension de surface [$N.m^{-1}$]	Pas de temps [s]	Temps de calcul [min]
0,001	10^{-1}	15
0,01	10^{-2}	40
0,1	5.10^{-3}	70
1	5.10^{-3}	120

utilisées. Les résultats (figures 2.12-2.15) montrent que l'amplitude et la fréquence d'oscillation du point "P" (le point rouge sur la surface libre : figure 2.11) augmentent avec la tension de surface. Ceci nécessite une discrétisation temporelle assez fine pour les valeurs élevées de la tension de surface afin de bien suivre le ballonnement et l'atténuation de l'onde de la surface du liquide (tableau 3.1). Nous notons que la discrétisation spatiale ($25 \times 25 \times 1$) reste la même par rapport à celle utilisée dans la première simulation (ballonnement sous l'effet de la gravité).

Commentaires :

- La comparaison entre nos résultats numériques et la solution analytique montre une bonne corrélation. Un écart de l'ordre de $10^{-2}\%$ est trouvé pour des valeurs de tension de surface entre 10^{-3} et $1 N.m^{-1}$. Nous constatons que cet écart augmente avec la tension de surface. Ceci peut être expliqué par les valeurs non réalistes de γ , sachant que la tension de surface de l'eau à $20^\circ C$ est égale $\gamma_{eau} = 72.10^{-3} N.m^{-1}$. Ainsi, l'utilisation des valeurs de tension de surface proche de celle de l'eau offre l'écart le plus faible.
- Cet écart obtenu est très proche des écarts trouvés dans la littérature pour ce même calcul du ballonnement. Cependant, pour obtenir un tel écart, Rabier et

al. [85] utilisent une discrétisation spatiale huit fois plus fine ($200 \times 25 \times 1$ hexaèdres quadratiques) que la nôtre ($25 \times 25 \times 1$ tétraèdres linéaires) pour une valeur de tension de surface $\gamma = 0,1 \text{ N.m}^{-1}$. En plus, Rabier et al. [85] ont utilisé un pas de temps égal à $5 \cdot 10^{-3} \text{ s}$, soit 5 fois plus petit que celui utilisé dans notre calcul. Ce même calcul a été utilisé par Amin-El-Sayed et al. [15] pour valider une formulation fluide. Ils ont trouvé presque le même écart mais en utilisant des pas de temps plus petits. Par exemple, un pas du temps de 10^{-2} s a été utilisé pour $\gamma = 0,001 \text{ N.m}^{-1}$, soit dix fois plus faible par rapport à celui imposé dans notre cas 10^{-1} s .

- Le pas du temps et la discrétisation spatiale sont deux facteurs très importants durant une simulation numérique. Dans notre calcul, le pas du temps utilisé est plus grand que celui utilisé par Rabier et al. [85] et par Amin-El-Sayed et al. [15], et le maillage est beaucoup plus grossier par rapport à celui utilisé par Rabier. Ceci permet à notre approche d'offrir à un gain de calcul significatif pour le même écart.
- La figure 2.17 montre que l'effet de la tension de surface est déterminant par rapport à l'effet de la gravité durant la simulation du ballottement. L'amplitude de la surface libre a été légèrement diminuée dans le cas de la simulation sans l'effet de la gravité par rapport au cas où l'effet de gravité a été pris en compte.
- Même avec une grande plage de valeurs de la tension de surface, notre calcul offre une bonne corrélation comparé à la solution analytique, ce qui montre l'efficacité et la robustesse des méthodes utilisées pour la modélisation de la tension de surface (effet de courbure) et le suivi de la surface libre (approche ALE).

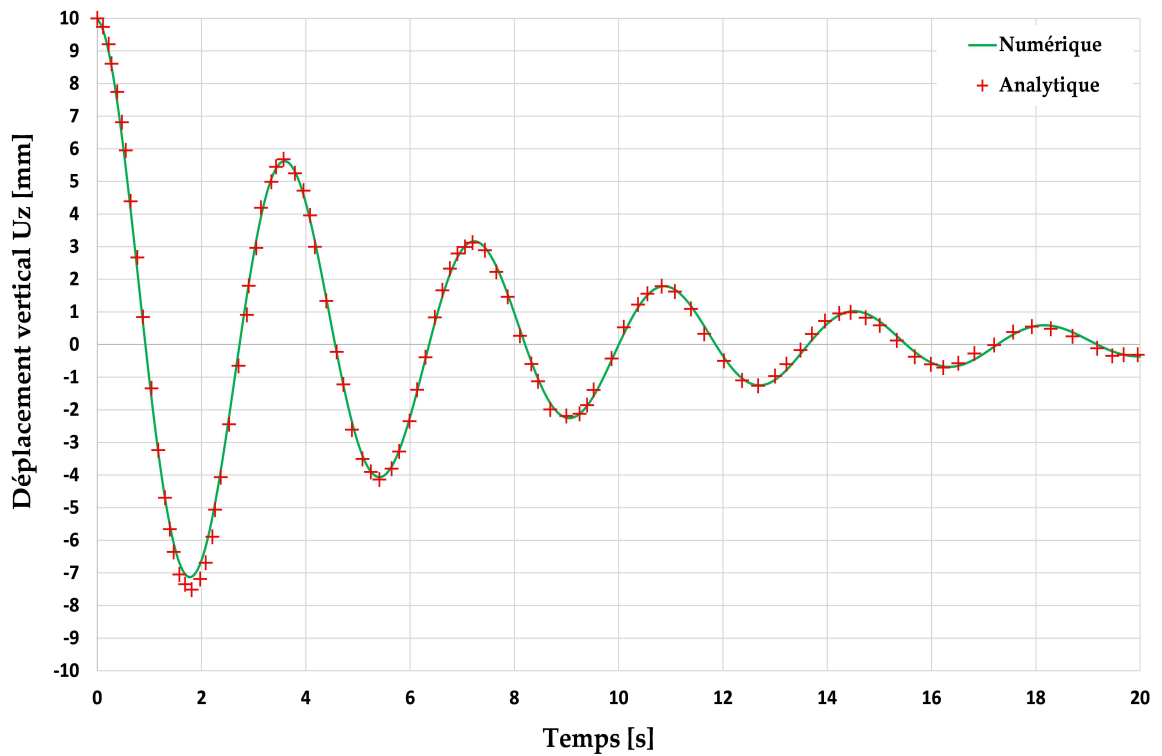
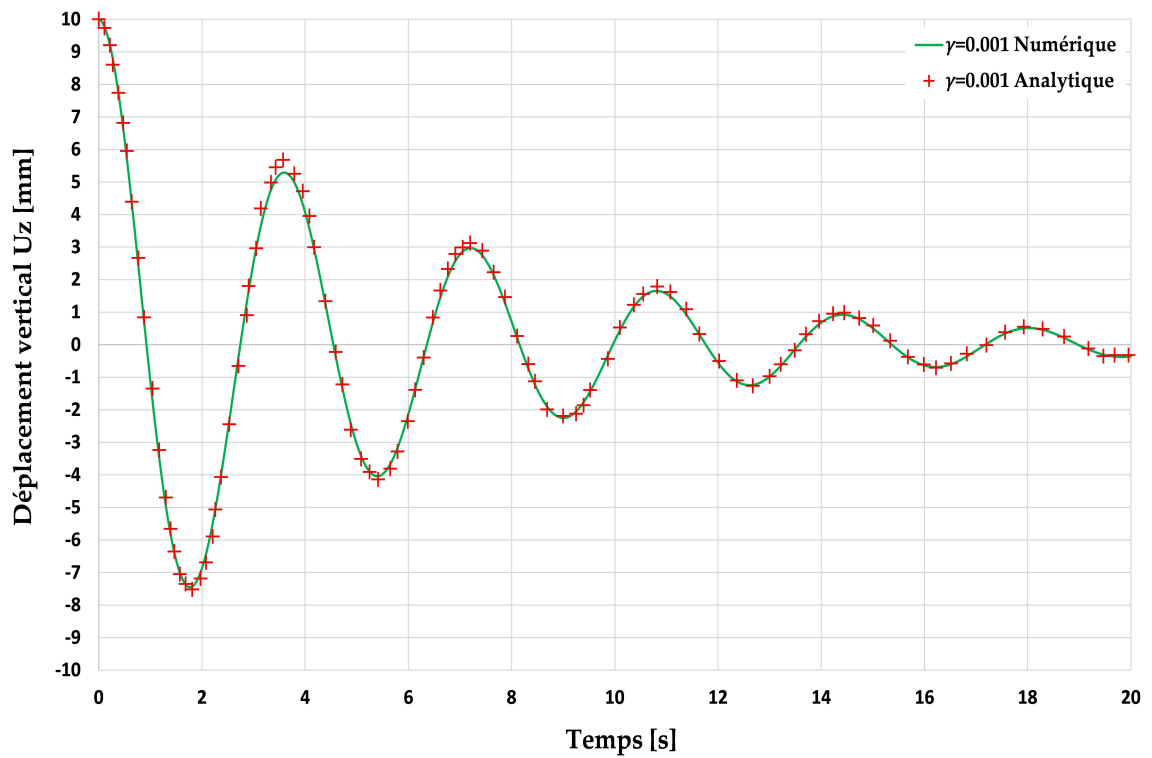


FIGURE 2.11 – Déplacement du point "P" sous l'effet du poids propre du fluide.

FIGURE 2.12 – Déplacement du point "P" sous l'effet du poids propre du fluide et de la tension de surface $\gamma = 0,001 \text{ N}\cdot\text{m}^{-1}$.

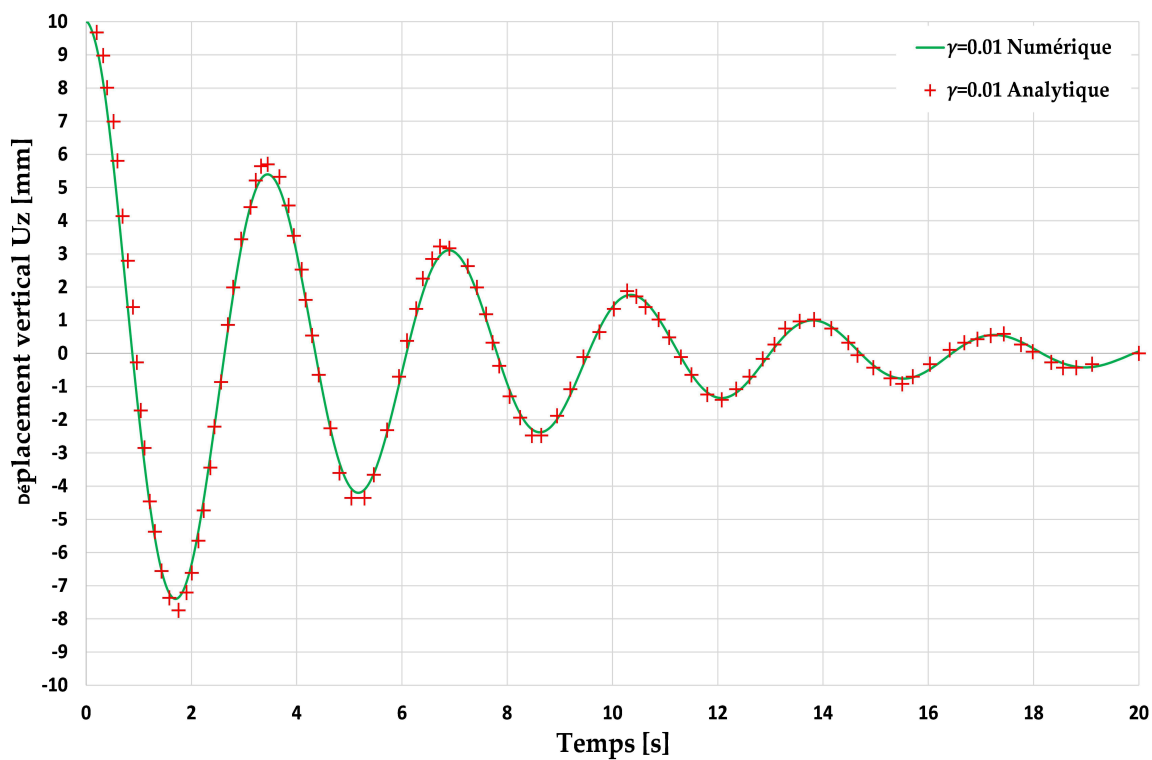


FIGURE 2.13 – Déplacement du point "P" sous l'effet du poids propre du fluide et de la tension de surface $\gamma = 0,01 N.m^{-1}$.

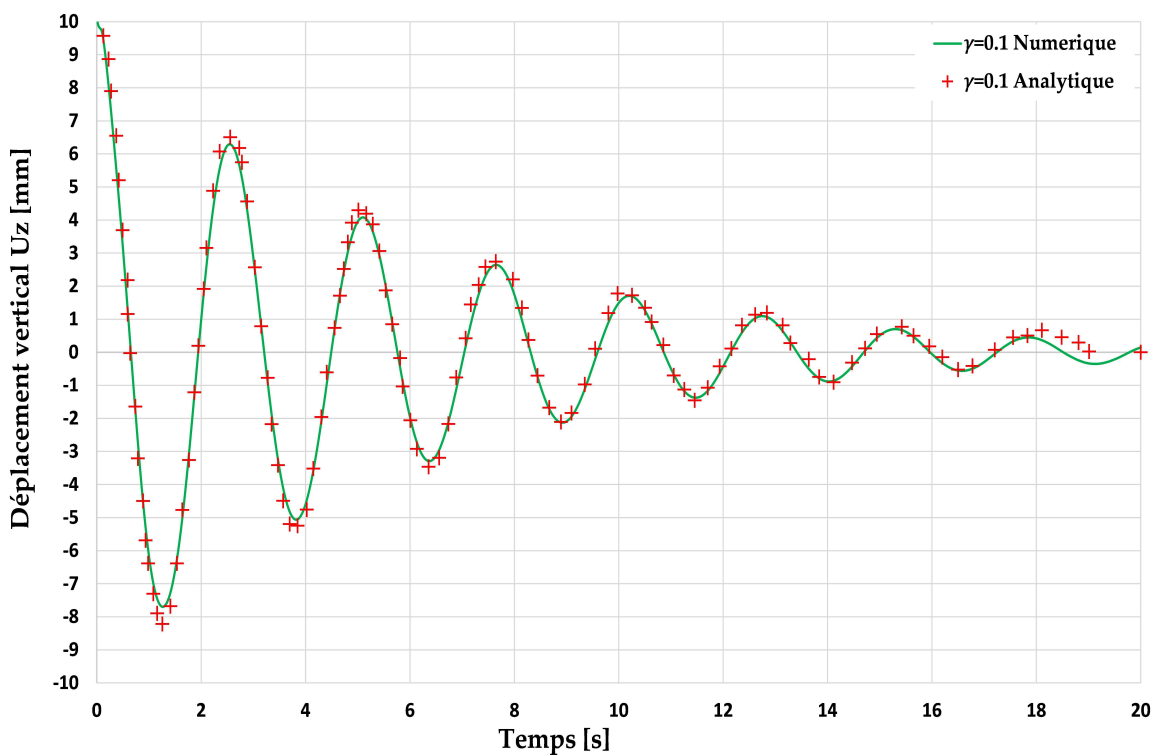


FIGURE 2.14 – Déplacement du point "P" sous l'effet du poids propre du fluide et de la tension de surface $\gamma = 0,1 N.m^{-1}$.

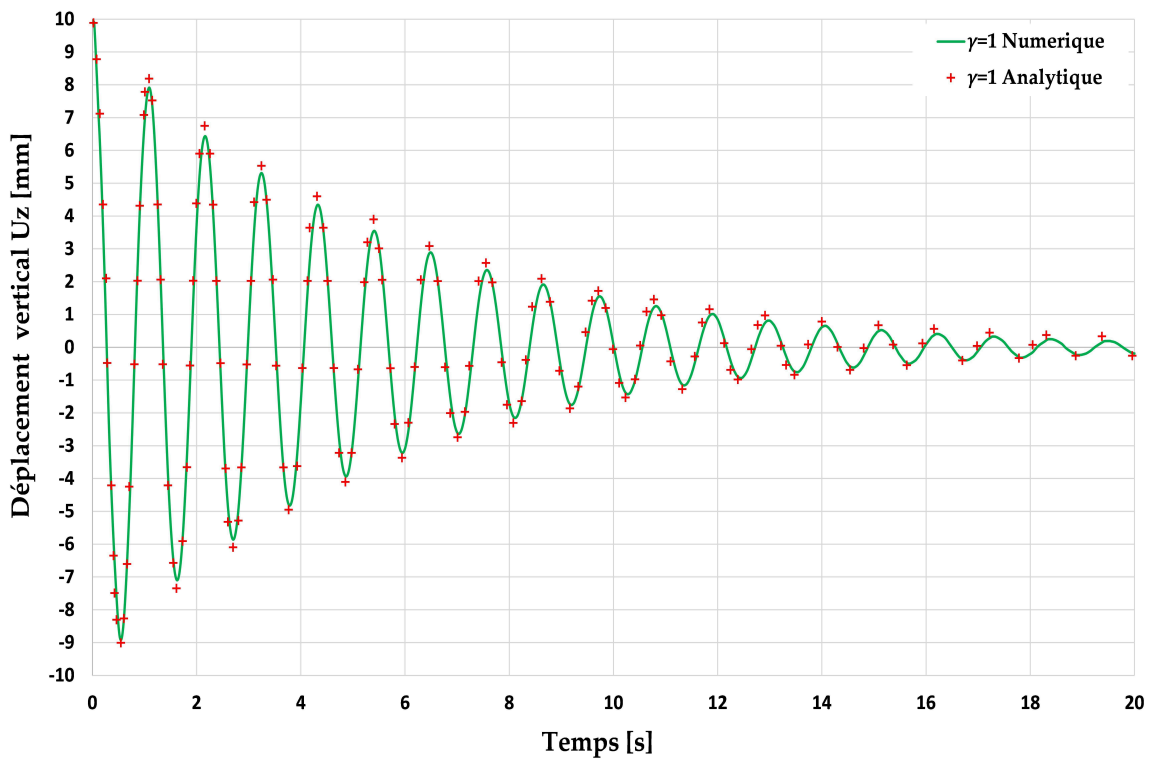


FIGURE 2.15 – Déplacement du point "P" sous l'effet du poids propre du fluide et de la tension de surface $\gamma = 1 \text{ N}\cdot\text{m}^{-1}$.

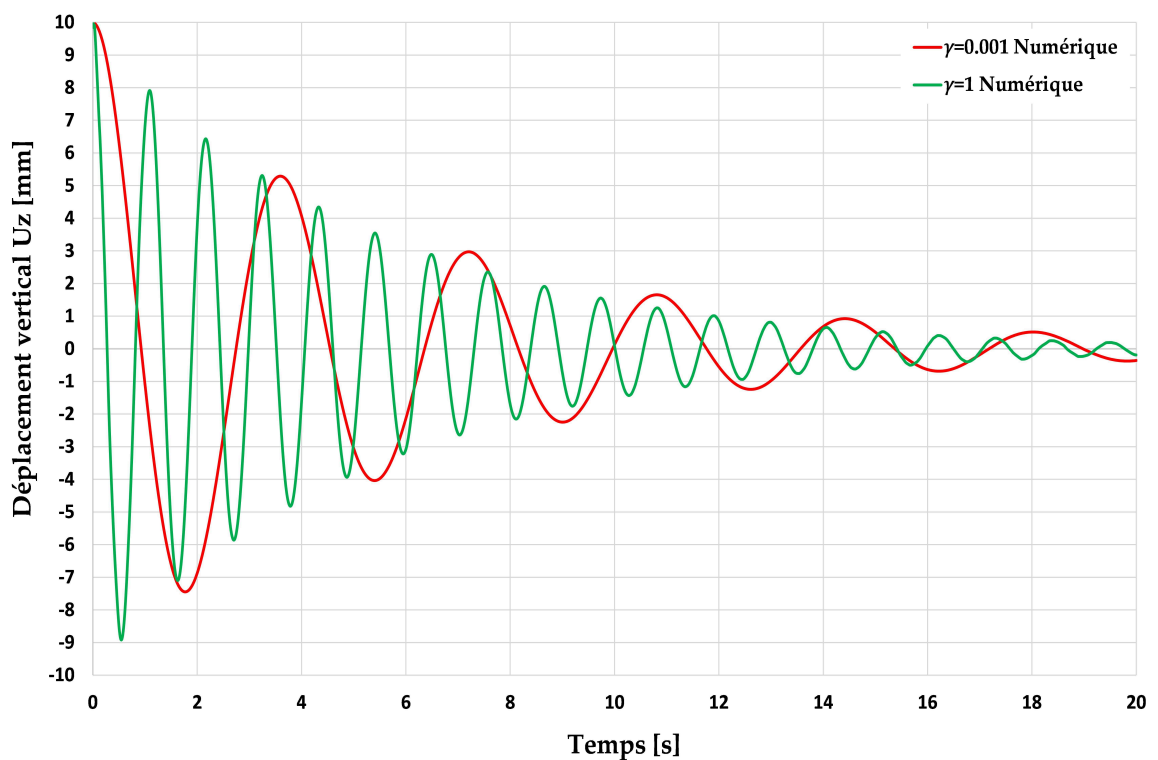


FIGURE 2.16 – Déplacement du point "P" sous l'effet du poids propre du fluide et de la tension de surface : $\gamma = 0,001 \text{ N}\cdot\text{m}^{-1}$ et $\gamma = 1 \text{ N}\cdot\text{m}^{-1}$.

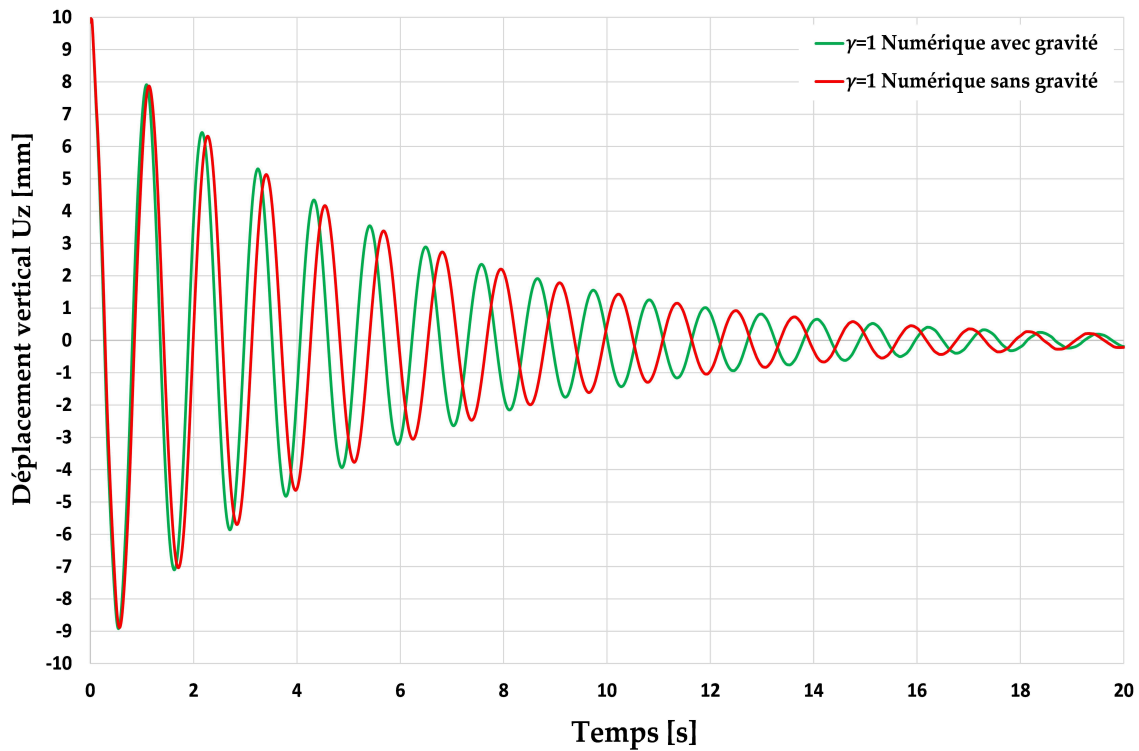


FIGURE 2.17 – Déplacement du point "P" sous l'effet de la tension de surface et sans l'effet du poids propre du fluide : $\gamma = 1 \text{ N.m}^{-1}$.

2.4.2 Problème de soudage ponctuel : Benchmark

2.4.2.1 Modèle numérique

Le Benchmark consiste à simuler un cas de soudage par point « GTWA ». Il a été développé en 2D axisymétrique par Girard et al. [87], puis en 3D par Hamide et al. [33] et Amin-El-Sayed et al. [15] afin de valider l'effet tangentiel « Marangoni » de la tension de surface. Dans notre travail, une simulation purement thermo-fluide de ce problème est réalisée sur un quart du disque (figure 2.18). Une viscosité qui dépend de la température permet de séparer la zone fluide et la zone solide. Ainsi, le solide est supposé un fluide avec une viscosité élevée ($\mu = 10^6 \text{ Kg.m}^{-1}.\text{s}^{-1}$). Le maillage (figure 2.18) comporte 13 617 nœuds, 68 130 éléments tétraédriques linéaires et 762 éléments de peau. La longueur des arrêtes des éléments est de $30 \mu\text{m}$ dans la zone fluide et plus de $500 \mu\text{m}$ dans la zone solide.

Comme conditions aux limites, les vitesses normales de la surface libre (surface supérieure du disque) et des surfaces de symétrie sont telles que $\mathbf{v} \cdot \mathbf{n} = 0$. Le flux de chaleur imposé en surface est la somme de trois termes :

$$\phi_{total} = \phi_{source} - \phi_{convection} - \phi_{radiation} \quad (2.36)$$

tel que :

$$\phi_{source}(x) = \frac{P}{2\pi R_0^2} \exp\left(-\frac{R^2}{2R_0^0}\right) \quad (2.37)$$

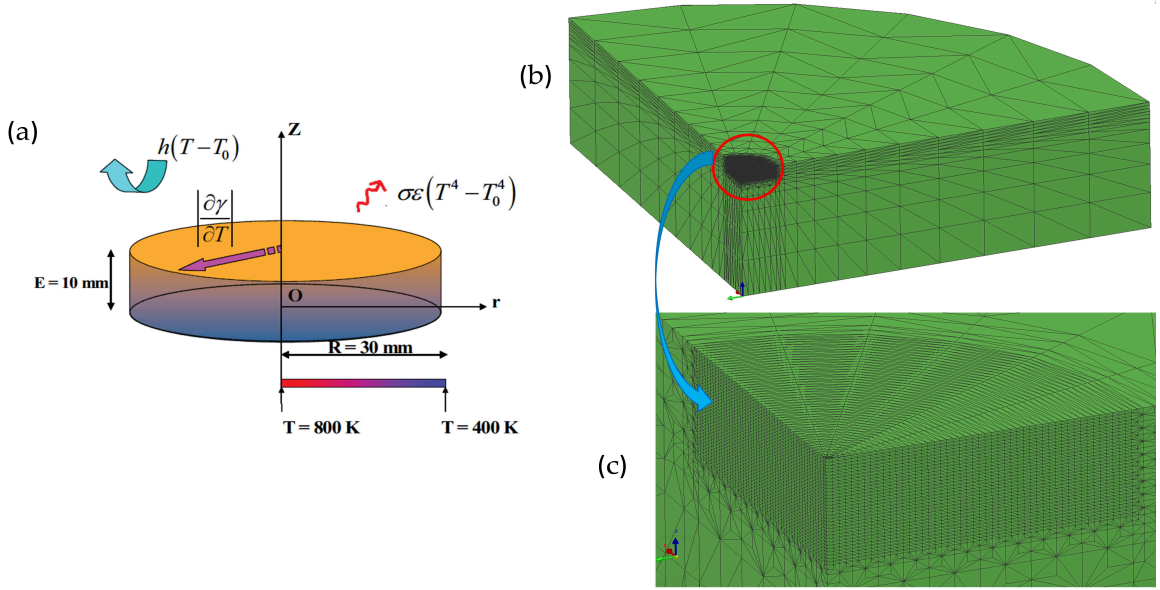


FIGURE 2.18 – (a) Schématisation [33], (b,c) maillage du problème de Benchmark.

avec $R_0 = 3.10^{-3} m$ et $P = 790 W$

$$\phi_{radiation} = \epsilon \sigma_0 (T^4 - T_0^4) \quad (2.38)$$

où $T_0 = 300 K$ la température ambiante, $\epsilon = 0.5$ l'émissivité et σ_0 la constante de Stefan-Boltzmann.

$$\phi_{convection} = h(T - T_0) \quad (2.39)$$

avec $h = 15 W.m^{-2}.K^{-1}$ le coefficient d'échange.

La face inférieure du disque est soumise à une température linéaire décroissante du centre vers l'extrémité de 800 à 400 K, tant que ses bords latéraux sont supposés adiabatiques.

Durant cette simulation, seul l'effet tangentiel de la tension de surface est pris en compte (pas d'effet normal). Deux valeurs du gradient de tension de surface $\frac{\partial \gamma}{\partial T} = 10^{-4}$ et $\frac{\partial \gamma}{\partial T} = 10^{-4} N.m^{-1}.K^{-1}$, sont imposées sur les éléments de peau de la surface supérieure du disque. Le calcul dure 3 s, un pas de temps égal à 0,1 s est utilisé durant 1,9 s de la phase de la formation du bain (calcul purement thermique), pour le reste du calcul et dès l'activation d'écoulement (calcul thermo-fluide) le pas du temps est égal à $2.5 10^{-4} s$.

Le matériau utilisé est un acier supposé isotrope, homogène, newtonien et compressible thermiquement. Ses propriétés sont données par le tableau 2.2.

TABLE 2.2 – Caractéristiques du matériau.

Température solidus	$T_S = 1696 K$
Masse volumique (solide)	$\rho = 7500 Kg.m^{-3}$
Chaleur spécifique (solide)	$c = 602 J.K^{-1}.Kg^{-1}$
Conductivité thermique (solide)	$\lambda = 24 W.m^{-1}.K^{-1}$
Température liquidus	$T_L = 1740 K$
Masse volumique (liquide)	$\rho = 6350 Kg.m^{-3}$
Chaleur spécifique (liquide)	$c = 695 J.K^{-1}.Kg^{-1}$
Conductivité thermique (liquide)	$\lambda = 20 W.m^{-1}.K^{-1}$
La viscosité dynamique	$\mu = 2,5.10^{-3} Kg.m^{-1}.s^{-1}$
Coefficient de dilatation	$\beta = 10^{-4} K^{-1}$

2.4.2.2 Résultats

Dans cette section, une comparaison de nos résultats numériques avec les résultats donnés par le Benchmark est présentée (figures 2.19-2.26). Elle consiste à examiner les quantités suivantes :

- La température sur l'axe du disque $T(r = 0)$
- La température sur le rayon de la face supérieure du disque $T(z = 0)$
- La vitesse sur l'axe du disque $V_z(r = 0)$
- La vitesse radiale sur la surface supérieure du disque $V_r(z = 0)$

Les courbes suivantes (figures 2.19-2.26) montrent les résultats de ces grandeurs pour un gradient de tension de surface positif et un autre négatif. Pour les résultats de Benchmark, des valeurs moyennes des résultats donnés par différents codes de calcul sont utilisées [33].

Commentaires :

- Les figures 2.23-2.26 montrent les vecteurs vitesse d'écoulement pour les cas d'un gradient positif $\frac{\partial\gamma}{\partial T} > 0$ et un gradient négatif $\frac{\partial\gamma}{\partial T} < 0$. Dans le cas de $\frac{\partial\gamma}{\partial T} > 0$, la matière se déplace de la frontière de la zone fondue sur la surface supérieure du disque (où les températures sont faibles) vers l'intérieur du bain (où les températures sont élevées). Ceci engendre la formation d'un bain pénétrant et moins large (largeur et profondeur maximales de 2,2 et 1,2 mm respectivement). En revanche, un bain moins profond et plus large (largeur et profondeur maximales de 2,4 et 0,4 mm respectivement) est généré pour le cas de $\frac{\partial\gamma}{\partial T} < 0$. Durant ce dernier, la matière se déplace de l'intérieur du bain vers son extrémité. Ces résultats montrent une grande influence du signe du gradient de tension de surface sur l'évolution de la température et la morphologie du bain fondu.
- Dans le cas de $\frac{\partial\gamma}{\partial T} > 0$, les vitesses axiale et radiale sont engendrées par la tension de surface, ce qui donne des valeurs du même ordre de grandeur (environ

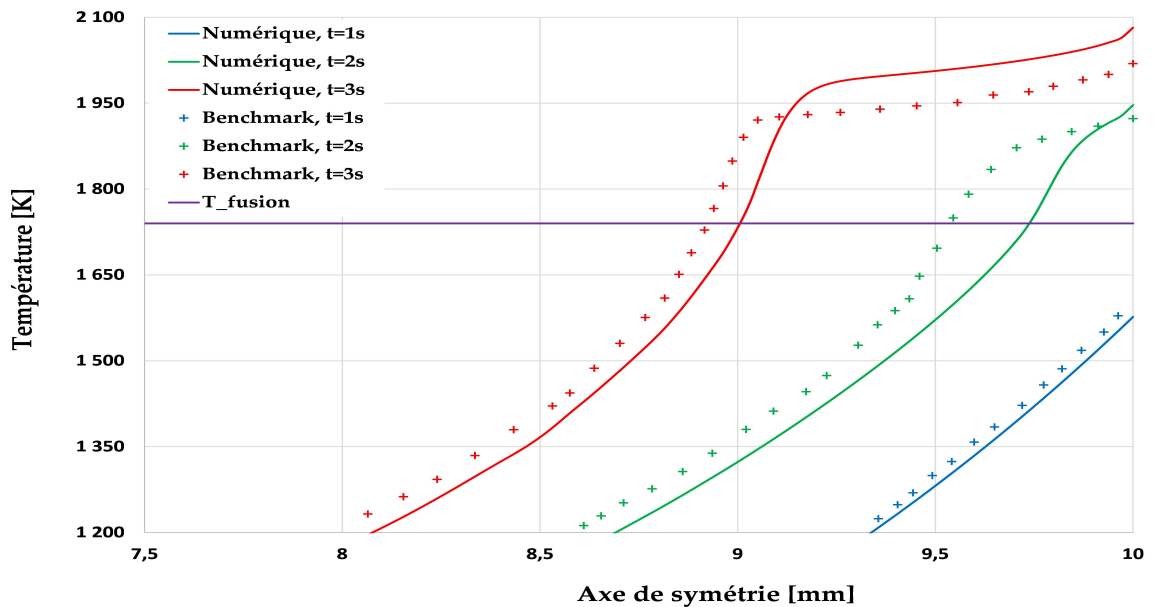


FIGURE 2.19 – Température axiale : Gradient de température de tension de surface positif $\frac{\partial \gamma}{\partial T} > 0$.

400 mm.s^{-1}). En revanche, pour le cas $\frac{\partial \gamma}{\partial T} < 0$, seule la vitesse radiale est engendrée par la tension de surface. La composante axiale de la vitesse est due juste aux écoulements dans le bain. Ceci explique la grande différence entre les deux composantes de la vitesse. La vitesse radiale est presque vingt fois plus élevée par rapport à la vitesse axiale.

- La comparaison des températures montre une bonne corrélation de nos résultats numériques avec ceux de Benchmark. Un écart de l'ordre de 2% est trouvé.
- Nous constatons globalement une bonne corrélation entre les vitesses trouvées par nos simulations et celles données par le Benchmark. Un écart de moins de 10% est trouvé pour les vitesses engendrées par la tension de surface. Cependant, la comparaison de la vitesse axiale pour le cas d'un gradient négatif donne un écart de l'ordre de 22%. Cet écart ne peut pas poser un grand problème puisque la vitesse est très faible (environ 10 mm.s^{-1}). En plus, l'utilisation d'un maillage différent par rapport à celui utilisé dans le Benchmark peut justifier les écarts trouvés.
- Ce test de validation nous permet de montrer la robustesse de notre modélisation de l'effet tangentiel de la tension de surface (effet Marangoni). En plus, les résultats nous montrent que les vitesses engendrées par l'effet Marangoni sont dominantes dans ce type de procédé.

2. MODÉLISATION NUMÉRIQUE DU BAIN FONDU

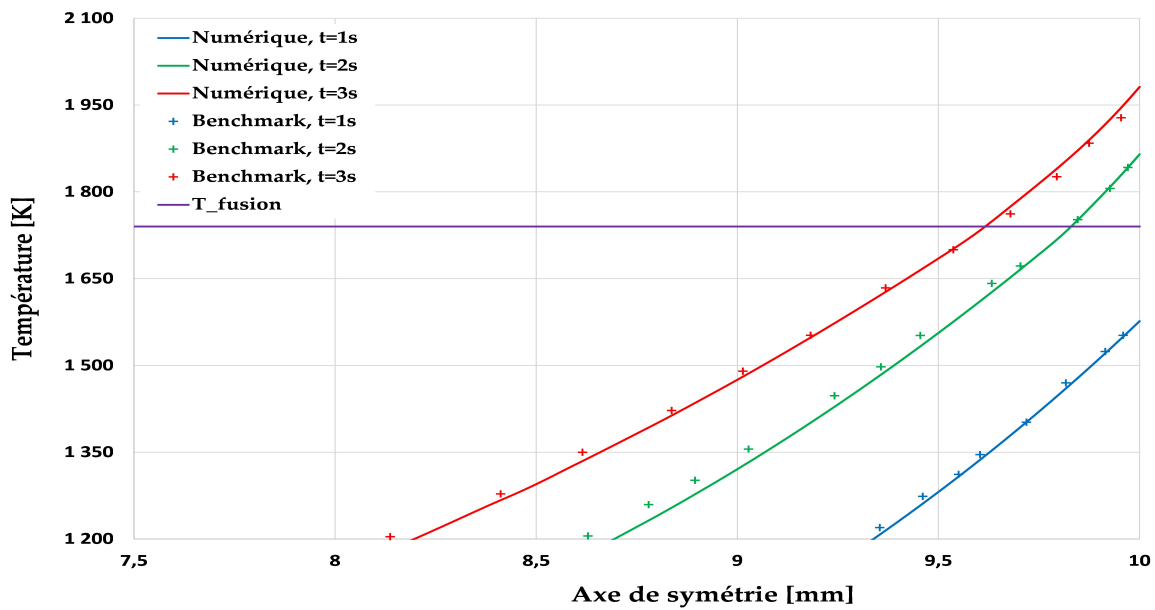


FIGURE 2.20 – Température axiale : Gradient de température de tension de surface négatif $\frac{\partial \gamma}{\partial T} < 0$.

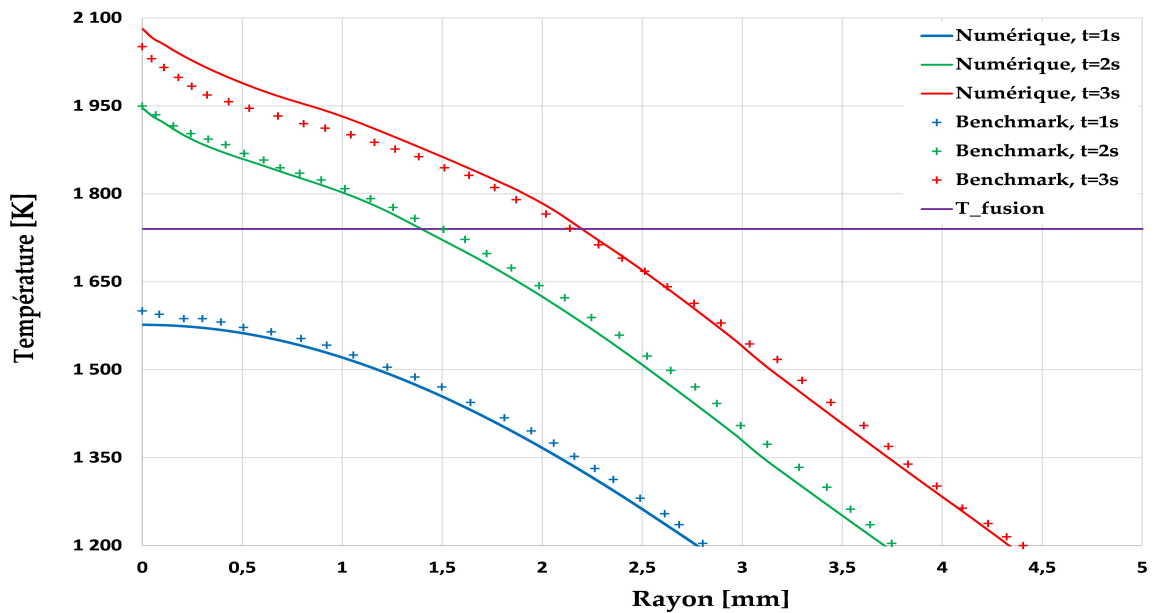


FIGURE 2.21 – Température radiale : Gradient de température de tension de surface positif $\frac{\partial \gamma}{\partial T} > 0$.

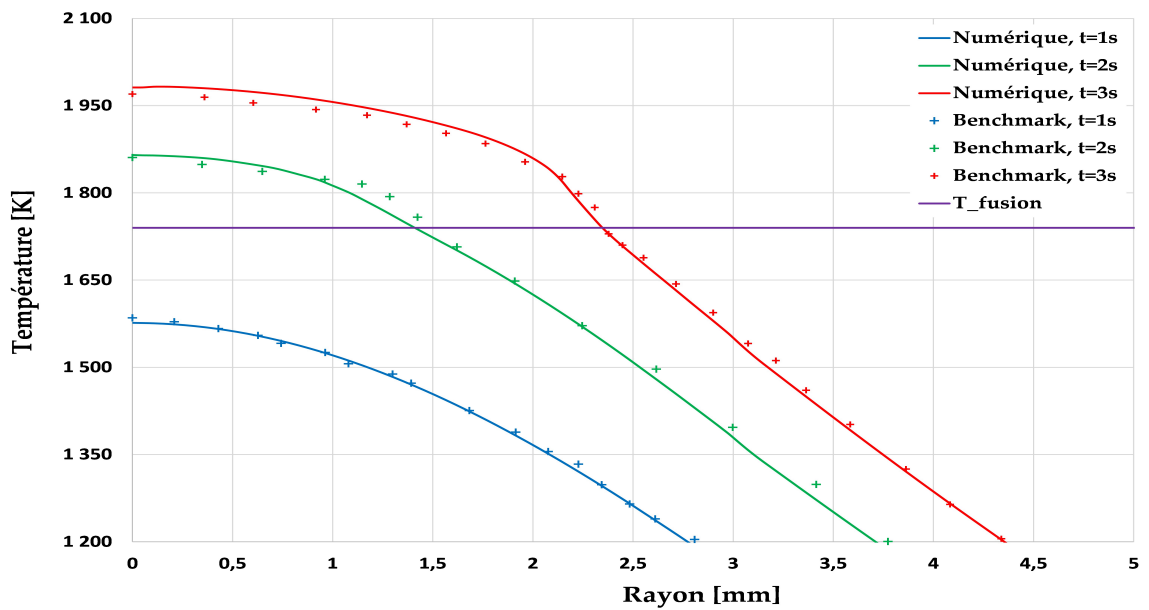


FIGURE 2.22 – Température radiale : Gradient de température de tension de surface négatif $\frac{\partial \gamma}{\partial T} < 0$.

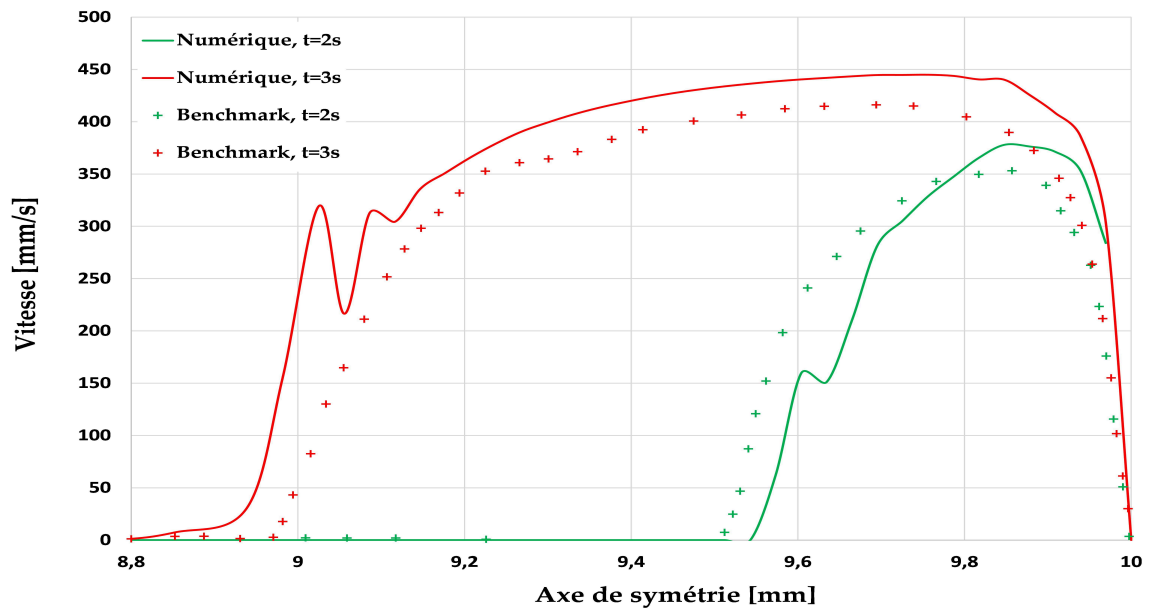


FIGURE 2.23 – Vitesse axiale : Gradient de température de tension de surface positif $\frac{\partial \gamma}{\partial T} > 0$.

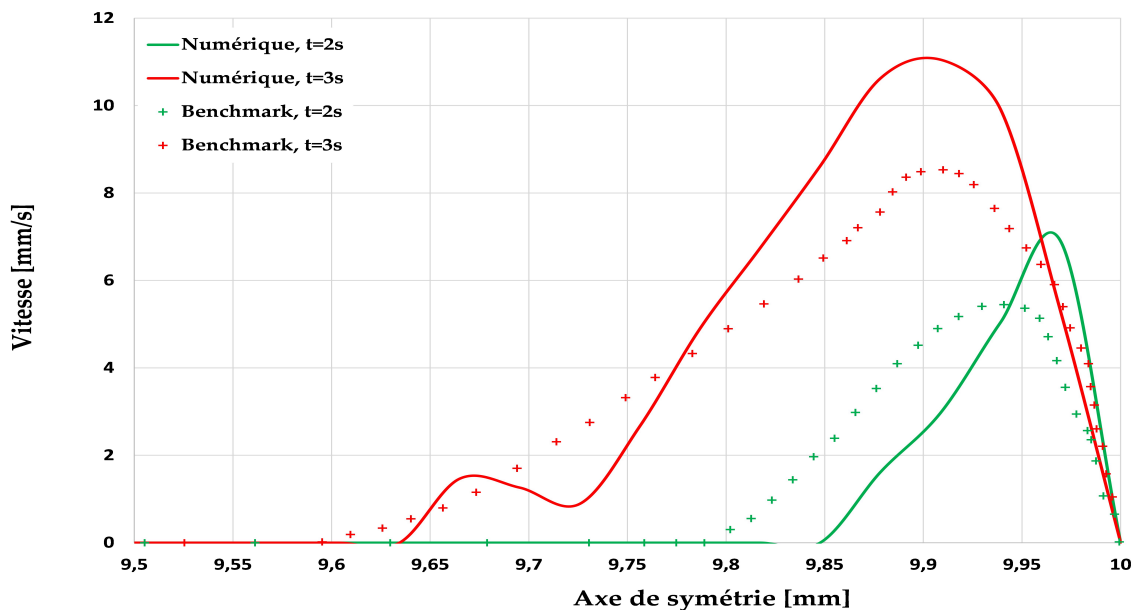


FIGURE 2.24 – Vitesse axiale : Gradient de température de tension de surface négatif $\frac{\partial\gamma}{\partial T} < 0$.

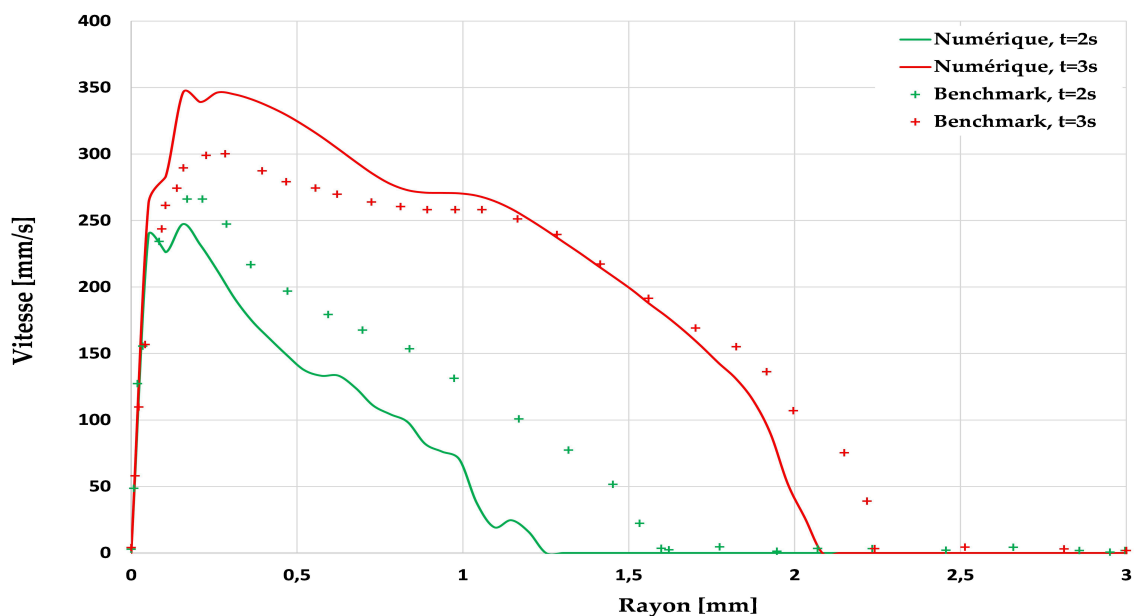


FIGURE 2.25 – Vitesse radiale : Gradient de température de tension de surface positif $\frac{\partial\gamma}{\partial T} > 0$.

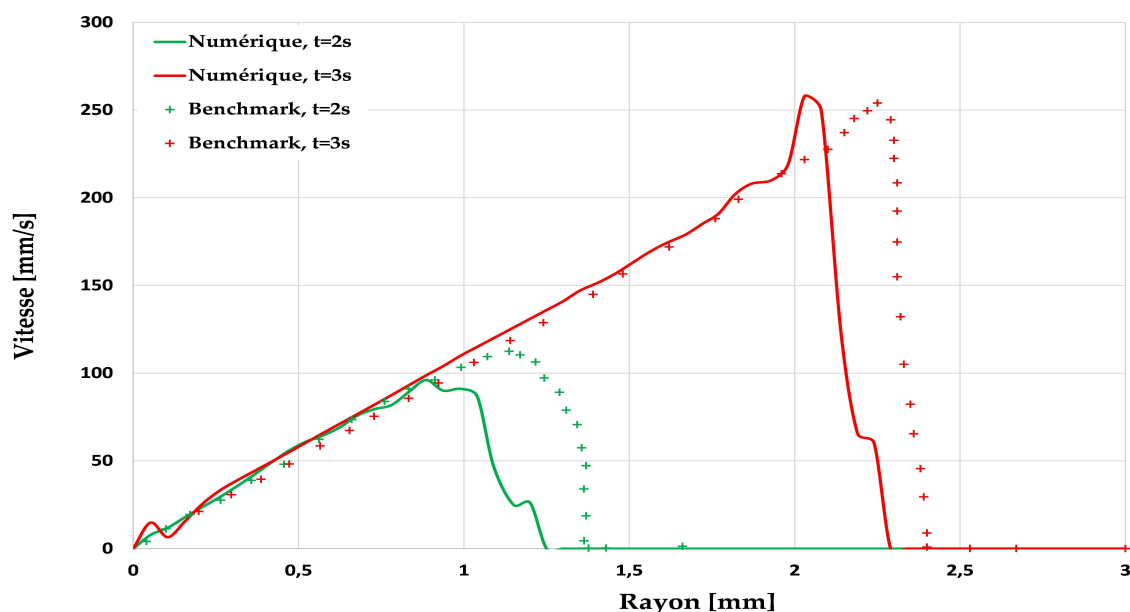


FIGURE 2.26 – Vitesse radiale : Gradient de température de tension de surface négatif $\frac{\partial \gamma}{\partial T} < 0$.

2.5 CONCLUSION

Dans ce chapitre, une nouvelle formulation du problème fluide a été développée afin de modéliser la formation du bain fondu au cours des procédés thermomécaniques. Elle consiste à prendre en compte les écoulements du fluide dans le bain à travers la tension de surface et la flottabilité. Ces moteurs d'écoulement du fluide ont un effet plus ou moins important sur l'évolution de la température et la morphologie du bain.

En premier lieu, la formulation forte du problème a été donnée. Il s'agit des bilans de l'énergie, de la conservation de masse et du mouvement (équations de Navier-Stokes). La formulation faible est ensuite détaillée dans le cadre d'un fluide newtonien, incompressible mécaniquement. Le choix de l'élément fini a été ensuite réalisé. Il s'agit de l'élément fini tétraédrique P1+/P1 linéaire en vitesse et en pression. Notons que l'élément a été développé dans le cadre d'une formulation mixte température/vitesse/pression.

Ensuite, la méthode développée par Leblond et al. [80] a été utilisée pour simuler la tension de surface. Elle incorpore à la fois la force normale exercée sur la surface libre en dessus du bain ("effet de courbure") et l'effet tangentiel (effet Marangoni) d'une manière très simple et efficace par rapport aux méthodes classiques.

La prise en compte d'écoulement du fluide nécessite une simulation de l'évolution de la surface libre. Pour cette raison et pour se rapprocher d'une morphologie réelle du bain, une approche ALE a été développée afin de modéliser le déplacement de la surface libre. Cette approche va être utile par la suite pour simuler le couplage fluide/solide.

La fin de ce chapitre a été dédiée à la validation du problème fluide en utilisant des exemples numériques et analytiques de validation. Le premier exemple est le problème du ballotement qui consiste à suivre l'oscillation à surface libre d'un liquide dans un

container. Les comparaisons réalisées ont montré une excellente corrélation entre les déplacements de la surface libre donnés par notre simulation et ceux donnés par une solution analytique trouvée dans la littérature [86]. Ce premier test nous a permis de valider la modélisation de l'effet normal de la tension de surface ainsi que l'approche ALE pour le suivi de la surface libre. Le deuxième test est un benchmark d'un cas de soudage par point. La comparaison de nos résultats de température et de vitesse d'écoulement avec les résultats donnés par le benchmark montre une bonne corrélation. Ce benchmark nous a permis de valider l'effet tangentiel de la tension de surface (effet Marangoni).

MODÉLISATION DU COUPLAGE FLUIDE/SOLIDE

Sommaire

3.1	INTRODUCTION	56
3.2	STRATÉGIE DE COUPLAGE DES ÉTATS FLUIDE ET SOLIDE	56
3.2.1	<i>Introduction</i>	56
3.2.2	<i>Principe de la stratégie de couplage fluide/solide</i>	57
3.2.3	<i>Différentes zones à considérer pour le calcul mécanique</i>	59
3.3	PROCÉDURE DU COUPLAGE FLUIDE/SOLIDE	59
3.3.1	<i>Principales étapes du calcul</i>	59
3.3.2	<i>Actualisation du maillage</i>	64
3.4	LOIS DE COMPORTEMENT DES DIFFÉRENTES ZONES . . .	66
3.4.1	<i>Introduction</i>	66
3.4.2	<i>Loi de comportement de l'état solide</i>	67
3.4.3	<i>Calcul de l'état de contrainte de la zone pâteuse</i>	68
3.5	TEST DE VALIDATION	68
3.5.1	<i>Introduction</i>	68
3.5.2	<i>Modèle numérique</i>	69
3.5.3	<i>Résultats</i>	70
3.6	CONCLUSION	73

3.1 INTRODUCTION

Au cours des procédés à haute température comme le soudage laser, la formation du bain fondu peut être affectée par plusieurs phénomènes. On cite surtout les écoulements du fluide qui sont généralement pris en compte au cours de la simulation numérique de ces procédés. Les déformations du métal de base (état solide) dues au cycle thermique peuvent aussi avoir un effet sur les écoulements du fluide et donc sur la formation du bain. Cet effet peut être très significatif au cours de quelques procédés comme le soudage par point. Dans ce contexte, nous proposons une nouvelle stratégie qui permet de prendre en compte l'interaction entre les écoulements du fluide dans le bain fondu et les déformations du solide dans le métal de base.

Dans la première partie de ce chapitre, nous commençons par l'explication du principe de la stratégie de couplage fluide/solide. Ensuite dans une deuxième partie, les étapes de la mise en œuvre de cette stratégie et la méthode de localisation des différentes zones de calcul (fluide, pâteuse et solide) sont détaillées. L'actualisation de la position des nœuds des différentes zones est détaillée. La troisième partie est consacrée aux lois de comportement des différentes zones et spécialement la zone pâteuse située entre le métal de base et le métal en fusion. Un exemple numérique est présenté dans la dernière partie pour valider les développements réalisés.

3.2 STRATÉGIE DE COUPLAGE DES ÉTATS FLUIDE ET SOLIDE

3.2.1 Introduction

L'interaction entre les écoulements du fluide et les déformations du solide reste un grand verrou au cours de la simulation numérique des procédés thermomécaniques. Plusieurs recherches ont montré que les écoulements du fluide ont des effets directs sur la morphologie du bain fondu et sur le champ de température car la convection du fluide augmente considérablement le transfert thermique [60; 15; 24]. Le calcul de contraintes qui est très sensible au gradient de température peut être aussi affecté par les écoulements du fluide. En même temps, les déformations de la structure du métal de base conduisent à un changement de géométrie du bain et modifient donc les écoulements dans le métal fondu (figure 3.1). C'est pour cela que l'interaction entre les écoulements du fluide et les déformations du solide est une interaction forte.

Dans ce contexte, plusieurs travaux ont été menés afin de simuler l'interaction entre le fluide et le solide. Généralement, un couplage faible est considéré. Il consiste à réaliser dans un premier temps un calcul thermo-fluide, qui donnera l'évolution de température au cours du temps. Les cartes de température ainsi déterminées sont ensuite appliquées comme chargement durant un calcul solide afin de déterminer les champs de contraintes et déformations. Le principe de ce couplage est donc de négliger l'effet des déformations du solide sur les écoulements du fluide au cours du calcul thermo-fluide. Cependant, négliger l'effet des déformations sur les écoulements peut affecter en premier lieu les résultats thermo-fluide (température, vitesse d'écoulement, morphologie du bain...) et par la suite les résultats mécaniques. Pour résumer, ce type de couplage ne permet pas de modéliser la physique de l'interaction fluide/solide. C'est pour cela que des chercheurs ont essayé de développer d'autres approches pour simuler d'une manière physique cette

interaction. Ces travaux reposent sur l'utilisation d'un couplage fort. Le principe de ce couplage consiste à prendre en compte l'interaction forte fluide/solide dans la formulation et la mise en équation du problème. C'est-à-dire, coupler fortement à chaque pas du temps les écoulements du fluide avec les déformations du solide. Heuzé et al. [74; 82] ont réussi à implémenter un couplage fort pour simuler le soudage par friction et malaxage FSW. Durant ce procédé, la zone fluide est pâteuse, et son comportement est très similaire à celui d'un solide. Donc, l'implémentation d'un couplage fort entre une zone pâteuse et une zone solide peut être réalisable. En revanche, l'utilisation de ce couplage pour des procédés à haute température (soudage laser, procédés de fabrication additive), où la température de fusion est largement dépassée, peut poser plusieurs problèmes numériques. De nombreux points de différence entre le fluide et le solide peuvent donner lieu à ces problèmes numériques, on cite comme exemple :

- Le comportement : élasto-plastique pour le solide et Newtonien pour le fluide (difficulté de passer d'un milieu solide à un milieu fluide qui s'écoule).
- Les approches : lagrangienne pour le solide et eulérienne pour le fluide.
- les éléments finis : P1/P1 pour le solide et P1+/P1 pour le fluide.
- Le pas de temps et le maillage : le fluide nécessite un maillage plus raffiné et un pas de temps beaucoup plus petit par rapport à ceux du solide.

Ces points de divergence entre les états fluide et solide rendent la simulation du couplage fort une tâche presque irréalisable. Par exemple, El-Sayed et al. [15] ont tenté sans succès de simuler le couplage fort fluide/solide au cours du procédé de soudage hybride laser/arc. Ils ont eu des problèmes de convergence au cours de la solidification de la zone fondue (passage de l'état fluide à l'état solide).

3.2.2 Principe de la stratégie de couplage fluide/solide

Plusieurs travaux ont étudié l'effet des écoulements du fluide sur le champ de température. Par exemple, El-Sayed et al. [15] ont comparé les résultats thermiques d'une simulation thermo-fluide (avec écoulements du fluide) et une autre purement thermique (sans écoulements du fluide). Ils ont montré que la température issue du calcul thermo-fluide est presque deux fois plus faible par rapport à celle obtenue par la simulation purement thermique. Cette grande baisse de la température est due à la convection dans le bain fondu qui est négligée au cours du calcul purement thermique. Ces résultats nous montrent que les écoulements du fluide ont un grand effet sur l'évolution de la température. Par la suite, ces écoulements peuvent donc affecter les calculs métallurgique et mécanique qui sont basés sur les résultats thermiques. En même temps, les déformations du métal de base (état solide) dues au gradient thermique peuvent avoir une influence sur les écoulements du fluide, sur la morphologie du bain fondu et par la suite sur le champ de température. Donc, une simulation physique de l'interaction fluide/solide nécessite la mise en œuvre d'un couplage fort. Cependant, la prise en compte de ce type de couplage peut poser plusieurs problèmes numériques principalement liés à la grande différence de comportement mécanique des deux états fluide et solide.

Dans ce contexte, nous proposons une nouvelle stratégie pour coupler d'une manière à la fois physique et pragmatique, les écoulements du fluide avec les déformations du solide. Elle consiste à calculer séparément les deux états fluide et solide pour chaque pas de temps. Le découplage des deux états va nous permettre d'éviter les problèmes numériques liés au couplage fort. Au cours de cette stratégie, l'interaction fluide/solide est prise en compte en imposant les vitesses des nœuds solides pour le calcul thermo-fluide.

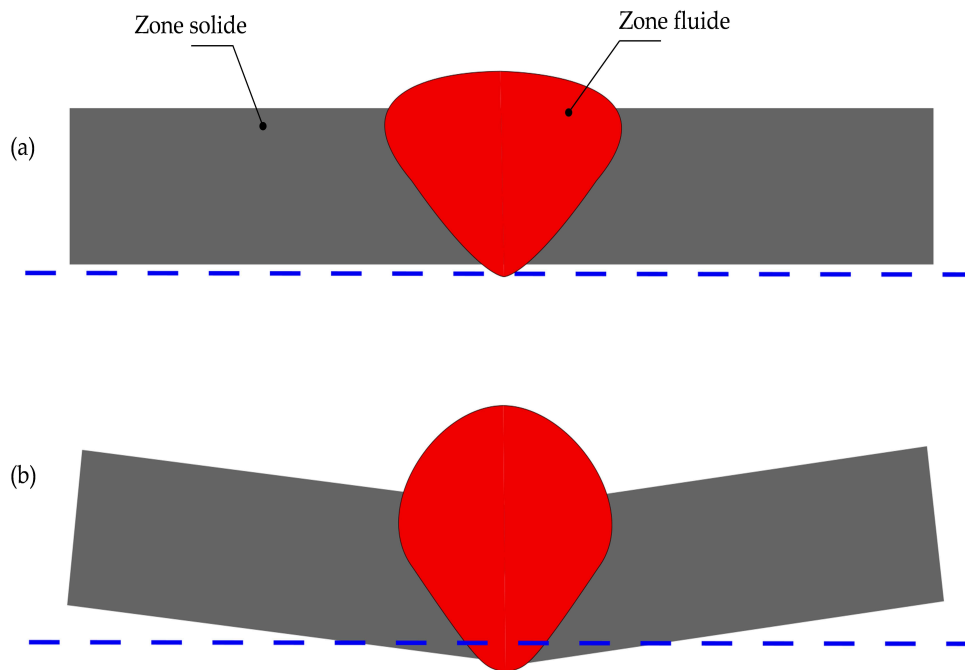


FIGURE 3.1 – Interaction entre la zone fluide et la zone solide en soudage : (a) morphologie initiale du bain fondu ; (b) morphologie du bain fondu après l’effet des déformations du solide.

Ces vitesses solides sont calculées pour chaque pas de temps à partir des déplacements issus du calcul solide. Ceci va permettre de prendre en compte l’effet des déformations du solide sur les écoulements du fluide et donc sur la morphologie du bain et sur l’évolution de la température. En comparant la stratégie proposée avec le couplage faible, nous constatons qu’il y a un point commun et deux points de différence entre eux. Le point commun est le découplage des deux états solide et fluide dans la mise en équation (principe du couplage faible). Ceci permet d’éviter les problèmes numériques liés à l’utilisation d’un couplage fort. Les deux points de différence sont :

- Le calcul solide : au cours d’un couplage faible, ce calcul est réalisé une seule fois à la fin du calcul thermo-fluide. En revanche, notre stratégie consiste à lancer un calcul solide après chaque pas de temps du calcul thermo-fluide.
- Effet des déformations du solide sur les écoulements du fluide : durant un couplage faible, l’effet des déformations du solide sur les écoulements du fluide est négligé. La stratégie proposée prend en compte cet effet en imposant les vitesses solides comme chargement au cours du calcul thermo-fluide.

La stratégie de couplage proposée permet donc de simuler d’une manière physique l’interaction forte entre les écoulements du fluide et les déformations du solide tout en évitant les difficultés numériques liées au couplage fort. Les étapes nécessaires pour la mise en œuvre de cette stratégie sont détaillées dans la section 3.3.

3.2.3 Différentes zones à considérer pour le calcul mécanique

Au cours des procédés à haute température, le matériau subit des changements d'état liés au cycle thermique. Ceci engendre un passage de l'état solide à l'état fluide durant le chauffage et inversement au cours du refroidissement. Ces phénomènes physiques peuvent être pris en compte durant la simulation numérique en traitant l'élément fini en fonction de son état. Dans notre approche, trois zones sont modélisées :

- La zone fluide : la zone du métal complètement en fusion.
- La zone solide : la zone du métal de base
- La zone pâteuse : située entre le métal de base et le métal en fusion, c'est une zone supposée solide, mais avec une loi de comportement particulière (différente de celle attribuée à la zone solide).

Comme indiqué sur la figure 3.2, ces trois zones sont séparées par deux interfaces. La première est entre les zones solide et pâteuse dénommée I_{SP} , et la deuxième entre les zones pâteuse et fluide dénommée I_{PF} . Nous notons que ces interfaces passent entre les éléments et pas à l'intérieur de l'élément. Ceci veut dire qu'un élément est supposé entièrement solide, pâteux ou fluide.

Un critère de transition entre ces différentes zones est indispensable afin d'orienter le calcul. Dans notre cas, la température est choisie puisqu'elle reste un critère très simple à mettre en œuvre. Il suffit de définir deux températures : une température de solidus T_{sol} qui sépare les zones solide et pâteuse, et une température de liquidus T_{liq} qui désigne l'interface pâteuse/fluide. La température moyenne T_{moy} de référence dans chaque élément fini va permettre de l'orienter vers sa zone de calcul. Cette température de référence est calculée en moyennant les températures de nœuds liés à l'élément. Nous précisons que ce calcul se fait d'une manière explicite. Ceci veut dire que la température moyenne de l'élément à l'instant $t_{n+1} = t_n + \Delta t$ est calculée à partir des températures nodales de l'instant précédent t_n . En fonction de la température moyenne de référence, l'élément peut être considéré comme :

- Un élément solide : lorsque sa température moyenne est inférieure à la température de solidus ($T_{moy} < T_{sol}$).
- Un élément pâteux : lorsque sa température moyenne est comprise entre les températures de solidus et de liquidus ($T_{liq} > T_{moy} > T_{sol}$).
- Un élément fluide : lorsque sa température moyenne est supérieure à la température de liquidus ($T_{moy} > T_{liq}$).

3.3 PROCÉDURE DU COUPLAGE FLUIDE/SOLIDE

3.3.1 Principales étapes du calcul

Dans cette section, les étapes de la mise en œuvre de la stratégie de couplage données par la figure 3.3 sont détaillées. Nous supposons que nous simulons un procédé de soudage laser. Initialement, le maillage ne contient que des nœuds et des éléments solides (figure 3.4). Nous commençons par un calcul purement thermique en appliquant une source de chaleur durant $t = t_1$, le temps nécessaire pour atteindre la température de fusion et donc former un bain fondu. Les températures issues de ce premier calcul sont

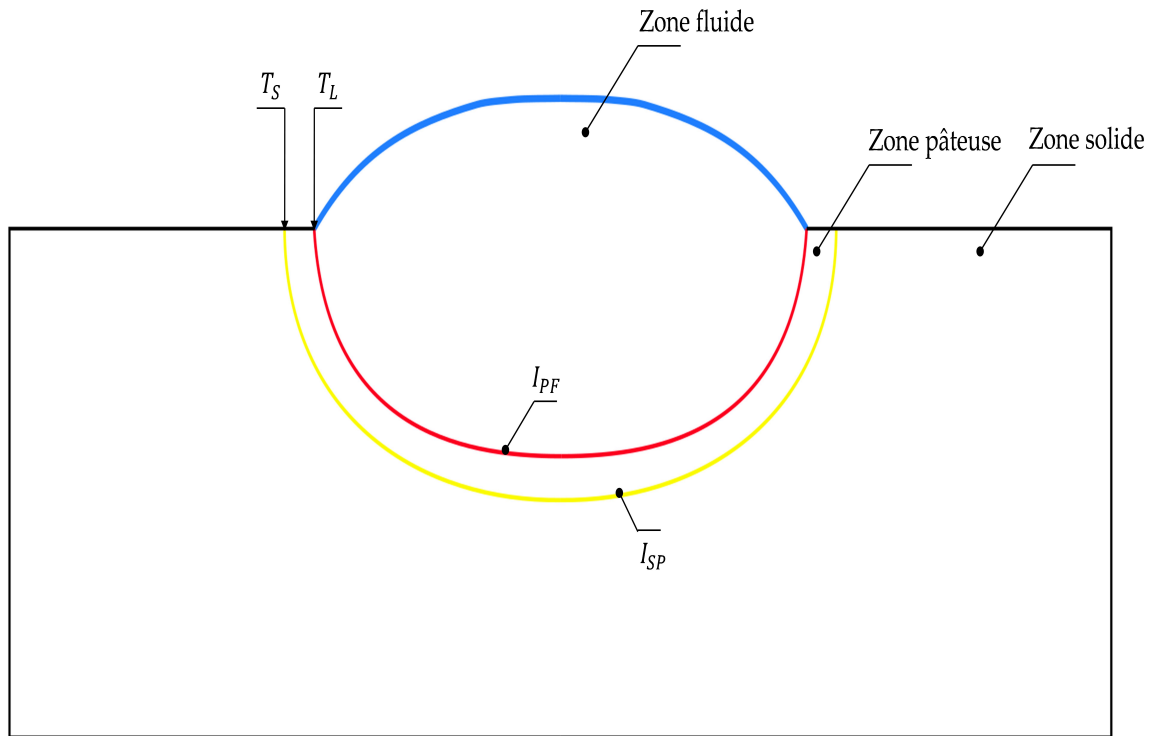


FIGURE 3.2 – Les différentes zones du calcul.

imposées comme chargement au cours du premier calcul solide $t = t_1$. Au cours de ce calcul solide, le comportement mécanique de chaque élément fini est donné en fonction de son état (solide, pâteux et fluide). Les comportements mécaniques des trois états sont donnés dans la section 3.4. Le maillage est ensuite actualisé en se basant sur les résultats de déplacements du calcul solide. Une fois que les écoulements du fluide sont activés (début du calcul thermo-fluide) à l'instant $t = t_1 + \Delta t$, différents types de nœud peuvent apparaître dans le maillage (figure 3.5) :

- Nœud solide : il est dans la zone solide, et il est lié uniquement à des éléments solides ou à un mélange des éléments solides et pâteux (sa température est inférieure à la température de solidus $T_{nodale} < T_{sol}$)
- Nœud pâteux : il est dans la zone pâteuse, et il est lié au moins à un élément pâteux (sa température est entre les températures de solidus de liquidus $T_{liq} > T_{nodale} > T_{sol}$). Ces nœuds sont traités comme des nœuds solides.
- Nœud fluide : il est dans la zone fluide, et il n'est lié qu'à des éléments fluides (sa température est supérieure à la température de liquidus $T_{nodale} > T_{liq}$)
- Nœud pâteux/surface libre : nœud pâteux situé sur la surface libre
- Nœud fluide/surface libre : nœud fluide situé sur la surface libre.

Avant de lancer le pas de temps du calcul solide à $t = t_1 + \Delta t$, une actualisation de maillage est réalisée en déplaçant les nœuds fluide de la surface libre et les nœuds fluides du bain fondu (approche ALE du chapitre 2). Nous remarquons que pour le moment, il n'y a pas d'interaction fluide/solide, mais ces calculs sont nécessaires pour commencer la boucle à $t = t_1 + 2\Delta t$.

Une fois dans la boucle, nous commençons à simuler l'interaction fluide/solide en imposant les vitesses solides V_s comme chargement au cours du calcul thermo-fluide

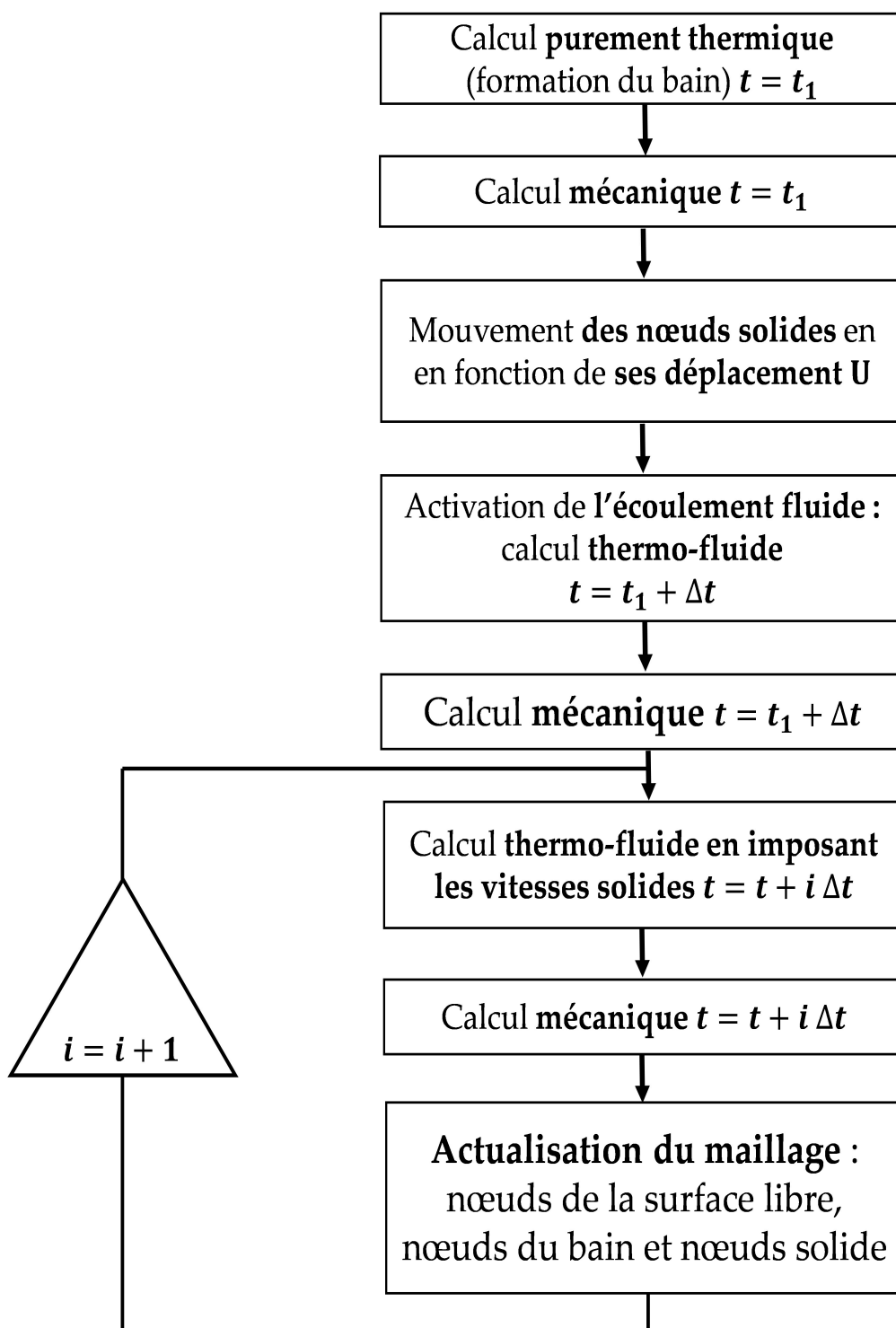


FIGURE 3.3 – Algorithme de couplage entre les états fluides et solide.

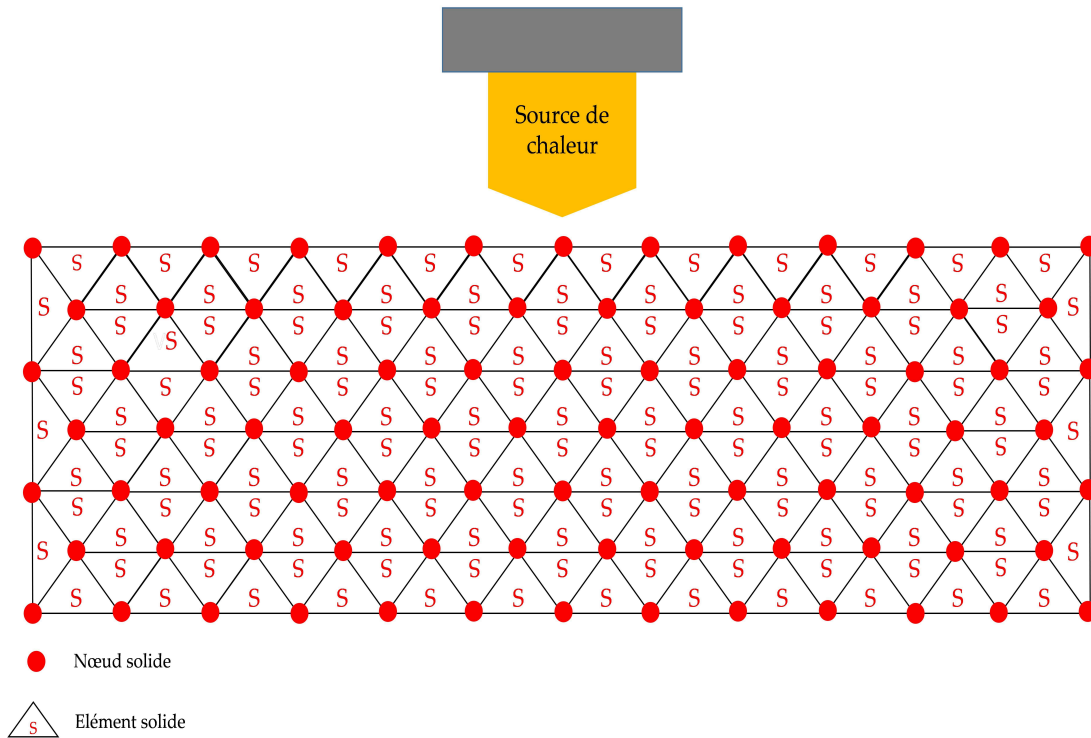


FIGURE 3.4 – Maillage initial.

(figure 3.6). Pour le premier pas de temps de la boucle ($t = t_1 + 2\Delta t$), ces vitesses solides sont calculées à partir des déplacements solides des pas de temps $t = t_1$ et $t = t_1 + \Delta t$ (équation 3.1), d'où la nécessité d'avoir les résultats de ces deux instants avant d'entrer dans la boucle :

$$V_s = \frac{U_{t_1+\Delta t} - U_{t_1}}{\Delta t} \quad (3.1)$$

Imposer ces vitesses va permettre de prendre en compte l'effet des déformations du solide sur les écoulements du fluide, sur la morphologie du bain et donc sur l'évolution de la température. Cette dernière est ensuite imposée comme chargement au cours du calcul solide à $t = t_1 + 2\Delta t$. La dernière étape de la stratégie consiste à actualiser le maillage en déplaçant les différents types de nœuds (solide, pâteux, fluide...). L'approche utilisée pour l'actualisation du maillage est détaillée dans la section 3.3.2. Bien sûr, les calculs dans la boucle se poursuivent jusqu'à atteindre le temps final du calcul $t = t_{final}$. L'équation 3.2 est utilisée pour calculer la vitesse à chaque nœud solide tout le long de la boucle :

$$V_{s_t} = \frac{U_{t-\Delta t} - U_{t-2\Delta t}}{\Delta t} \quad (3.2)$$

où V_{s_t} est la vitesse solide d'un nœud donné à l'instant t , $U_{t-\Delta t}$ et $U_{t-2\Delta t}$ sont respectivement les déplacements de ce nœud aux instants $t - \Delta t$ et $t - 2\Delta t$, Δt est le pas de temps.

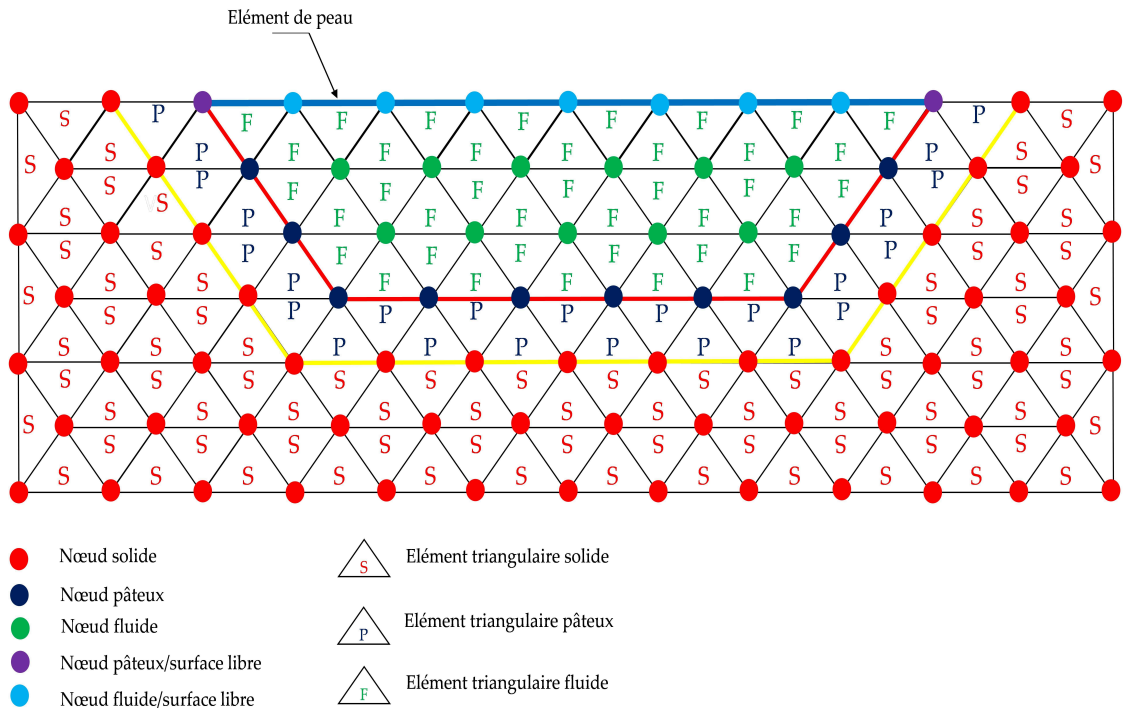


FIGURE 3.5 – Calcul thermo-fluide : les différents types d'élément et de nœud.

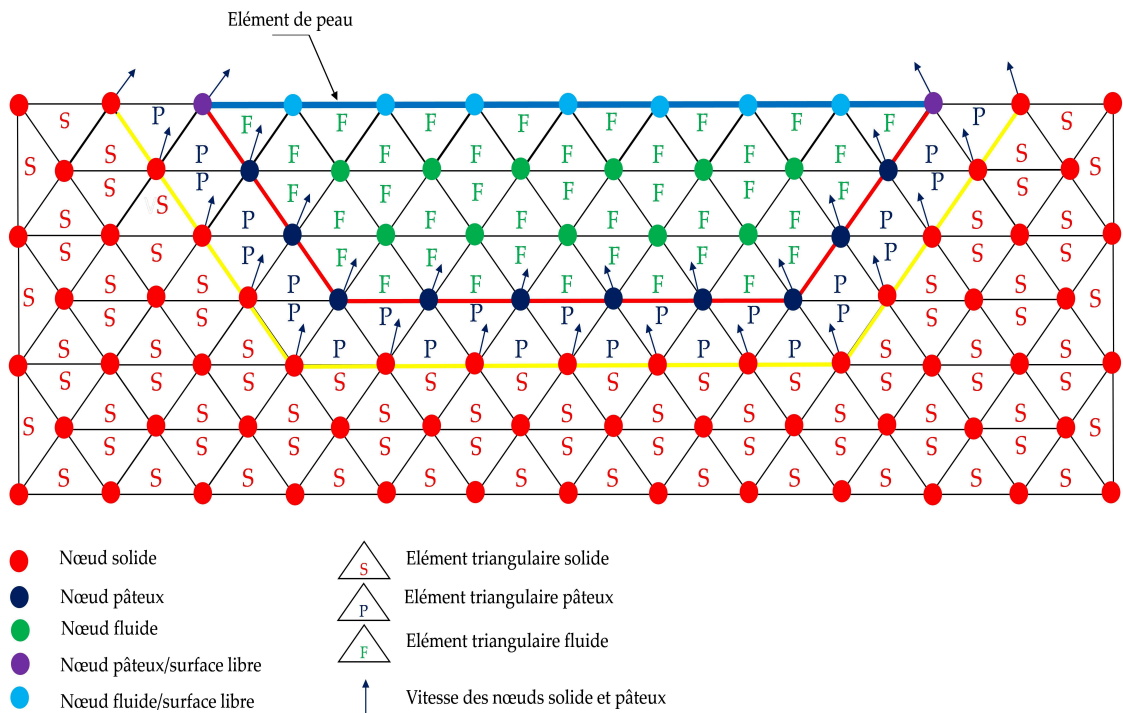


FIGURE 3.6 – Imposer les vitesses des nœuds solides au cours du calcul thermo-fluide.

3.3.2 Actualisation du maillage

Dans cette section, nous détaillons l'approche de l'actualisation des positions des nœuds des différentes zones et interfaces, à savoir la zone solide, l'interface solide/ pâteuse, la zone pâteuse, l'interface pâteuse/fluide, la zone fluide et sa surface libre. Avant d'entrer dans la boucle (figure 3.3), la géométrie du maillage subit deux actualisations. La première est réalisée après le premier calcul solide. Ici, les nœuds bougent en se basant sur les résultats en déplacement issus du calcul solide. La deuxième actualisation se fait après le premier pas de temps thermo-fluide. Dans ce cas, l'approche ALE développée dans le chapitre 2 est utilisée. Elle consiste à déplacer les nœuds fluides de la surface libre et les nœuds fluides du bain fondu, les nœuds solides et pâteux restent immobiles. Ensuite, chaque nœud bouge en fonction de son déplacement (figure 3.7) afin d'obtenir un maillage actualisé (figure 3.8). En fonction de la position et l'état des nœuds, trois types de déplacements peuvent être calculés :

- Déplacement des nœuds solides et pâteux U_S .
- Déplacement des nœuds fluide/surface libre U_{SL} .
- Déplacement des nœuds fluides (les nœuds fluides à l'intérieur du bain fondu) U_F

Nous notons que le calcul de ces déplacements se fait dans l'ordre dans lequel ils ont été cités. Nous détaillons ci-dessous les méthodes utilisées afin de calculer ces déplacements.

3.3.2.1 Calcul des déplacements des nœuds solide et pâteux

Le calcul des déplacements des nœuds solides et pâteux U_S ne nécessite pas une attention particulière puisque les déplacements sont donnés directement par le calcul solide.

3.3.2.2 Calcul des déplacements des nœuds fluide/surface libre

Le déplacement des nœuds fluide/surface libre est calculé en se basant sur les vitesses d'écoulements obtenues pour un pas de temps du calcul thermo-fluide. Il est donné par l'expression suivante :

$$U_{SL} = \mathbf{v}\Delta t \quad (3.3)$$

où \mathbf{v} est la vitesse d'écoulements d'un nœud fluide/surface libre et Δt est le pas de temps du calcul thermo-fluide.

3.3.2.3 Calcul des déplacements des nœuds fluides

Comme expliqué dans le chapitre 2, déplacer les nœuds fluides du métal en fusion vise à obtenir un maillage régulier. Ceci signifie que le déplacement des nœuds du bain fondu U_F n'est pas un déplacement matériel. Pour calculer ce déplacement, un calcul élastique est réalisé en imposant les déplacements des nœuds fluide/surface libre et des nœuds solides et pâteux comme chargement (section 2.3.5).

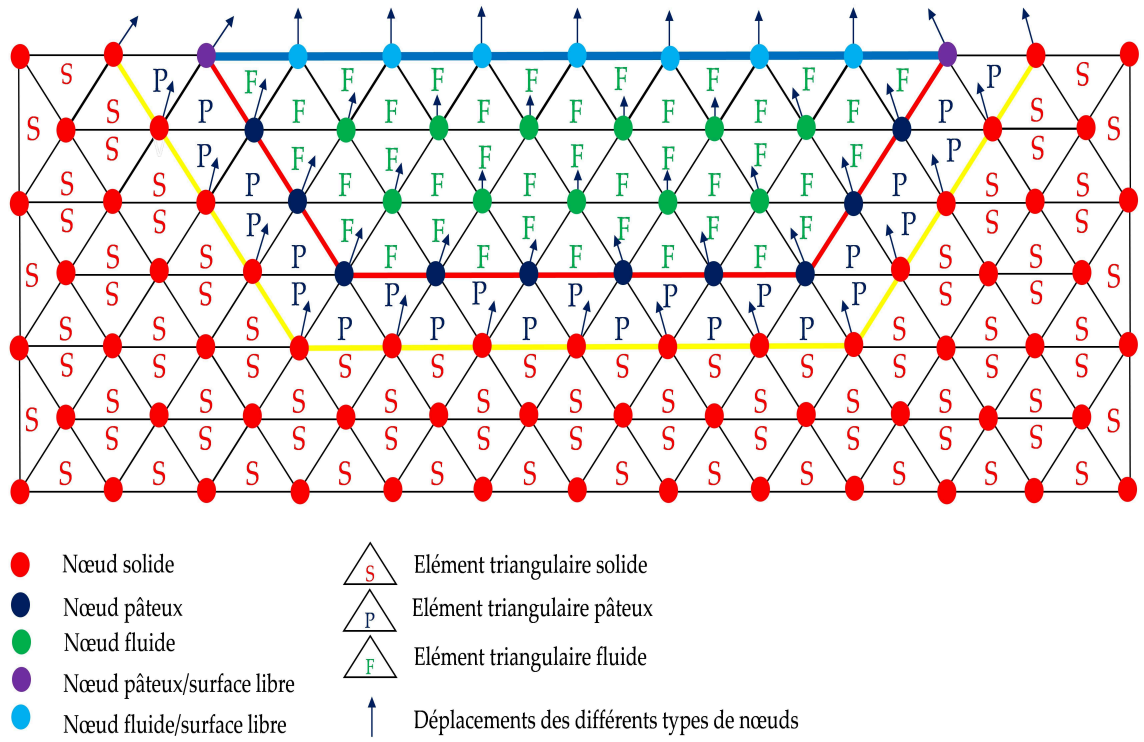


FIGURE 3.7 – Approche ALE : imposer les déplacements des différents types de nœuds afin d’actualiser leurs positions.

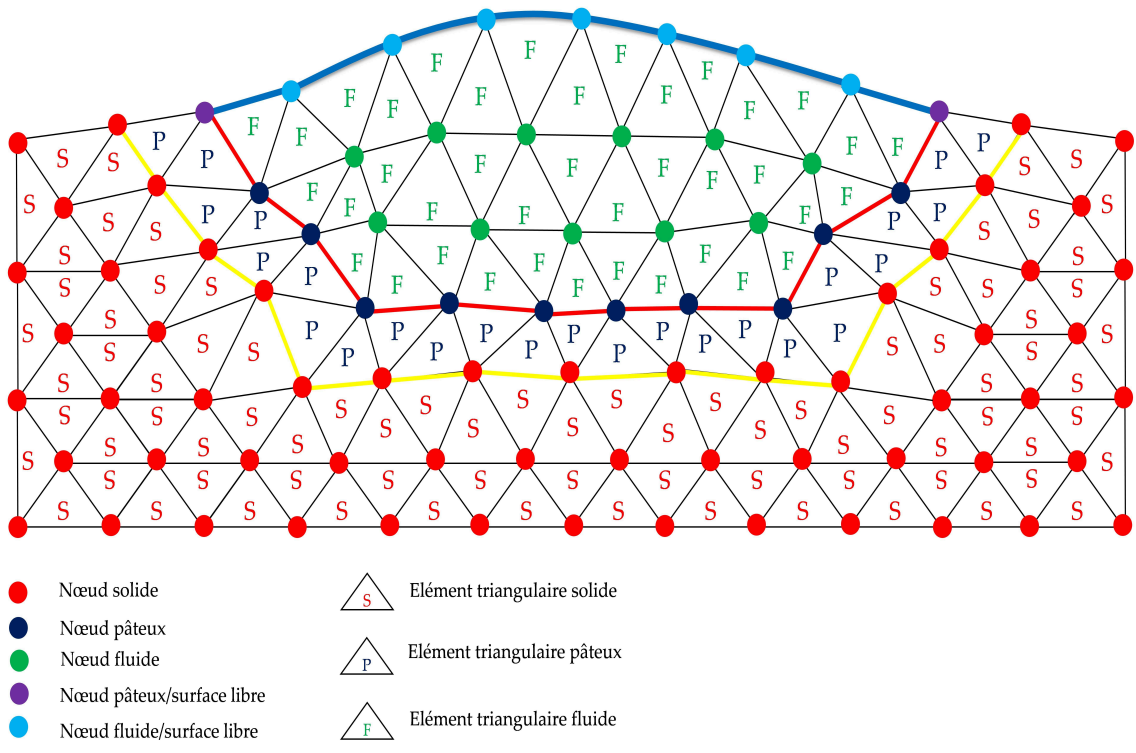


FIGURE 3.8 – Approche ALE : actualisation des positions des nœuds fluides, fluide/surface libre et solides.

TABLE 3.1 – Lois de comportement des différents états.

États	Lois de comportement (calcul thermo-fluide)	Lois de comportement (calcul solide)
Fluide	Fluide Newtonien	Solide élastique avec des propriétés mécaniques très faibles
Pâteux	Fluide Newtonien avec une viscosité très élevée	Comportement mixte d'un mélange liquide et solide
Solide	Fluide Newtonien avec une viscosité très élevée	comportement solide (élastoplastique ou viscoplastique)

3.4 LOIS DE COMPORTEMENT DES DIFFÉRENTES ZONES

3.4.1 Introduction

Au cours des procédés thermomécaniques à haute température, le cycle thermique entraîne la présence du matériau sous plusieurs états : fluide, pâteux et solide (figure 3.3). Du point de vue numérique, la modélisation par éléments finis de ces différents états reste compliquée et nécessite une attribution des lois de comportement spécifiques à chaque état. Dans ce contexte, plusieurs lois de comportement ont été développées pour simuler indépendamment les états solide et fluide [18; 9; 20; 7; 8; 16; 42]. En revanche, la modélisation de la zone pâteuse (un mélange de fluide et de solide) n'est pas toujours évidente. C'est pour cette raison que la modélisation de cette zone a souvent été mise à l'écart par les auteurs. On cite par exemple, Heuze et al. [74; 82] qui a seulement pris en compte les zones fluide et solide au cours de la simulation numérique du procédé de soudage par friction et malaxage FSW. Son approche consiste à coupler un fluide dans un contexte ALE et un solide lagrangien en utilisant la température de fusion (température du liquidus) comme un critère de transition instantané d'un état à l'autre.

Dans notre travail, des lois de comportement spécifiques sont données aux différents états, y compris l'état pâteux. De plus, notre stratégie de couplage étant basée sur le découplage entre les calculs fluide et solide, une attribution d'une loi de comportement de chaque état et pour chaque type de calcul (fluide et solide) est indispensable. Ceci signifie que les éléments de chaque état possèdent deux lois de comportements, une durant le calcul fluide et une autre au cours du calcul solide.

Dans cette section, nous détaillons les lois de comportement attribuées aux différents états (fluide, solide et pâteux) et à chaque type de calcul (solide et fluide). Au cours du calcul solide, une loi de comportement mécanique classique (élastoplastique ou viscoplastique) est appliquée pour les éléments de la zone solide. Pour la zone pâteuse, nous utilisons une approche mixte qui a été développée par El-Sayed et al. [15] dans le cadre d'un couplage fort fluide/solide pour la simulation de soudage hybride laser/arc. Elle permet de simuler le mélange fluide/solide dans la zone pâteuse.

Nous précisons qu'au cours de la simulation thermo-fluide, l'approche développée dans le chapitre 2 est utilisée pour attribuer un comportement Newtonien à la zone fluide. Les zones solide et pâteuse ont le même comportement Newtonien, mais avec une viscosité très élevée. Le tableau 3.1 résume les lois de comportement des trois états utilisées au cours des calculs thermo-fluide et solide.

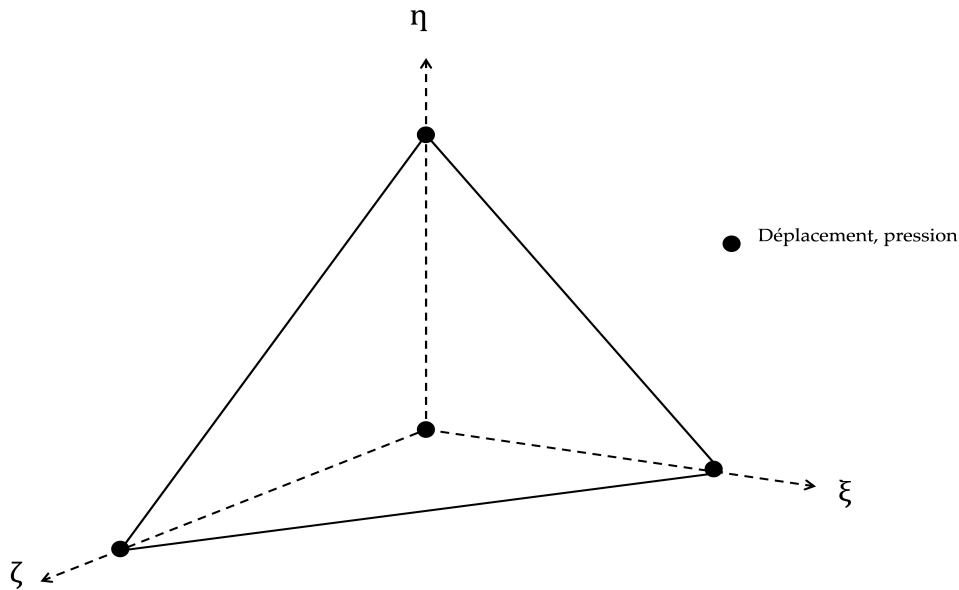


FIGURE 3.9 – Élément linéaire tétraédrique P1/P1.

3.4.2 Loi de comportement de l'état solide

Pour modéliser l'état solide, nous utilisons une approche classique [18; 19; 8]. Il s'agit d'un loi de comportement de type élasto-plastique obéissant au critère de von Mises qui induit une incompressibilité plastique [18; 19; 8]. L'élément fini tétraédriques P1/P1 est utilisé dans la discrétisation du problème solide. Il a été développé par Feulvarch et al. [88] et il a été utilisé par El-Sayed [15] afin de simuler le soudage hybride laser/Arc. Il s'agit d'un élément linéaire en déplacement et en pression. Il s'appuie sur un tétraèdre à 4 nœuds pour les problèmes 3D (Figure 3.9). Contrairement à l'élément P1+/P1, le P1/P1 n'a pas d'enrichissement sur l'approximation du champ de vitesse et donc ne contient pas de nœud bulle. Cet élément est associé à un schéma d'intégration à 1 point de Gauss positionné au barycentre du tétraèdre. Les approximations des champs de déplacement et de pression sont données par les équations suivantes :

$$\mathbf{u} = \mathbf{N} \cdot \mathbf{U} = \sum_{n=1}^4 N_n \mathbf{U}_n \quad (3.4)$$

$$p = \mathbf{N} \cdot \mathbf{P} = \sum_{n=1}^4 N_n P_n \quad (3.5)$$

où N est la fonction de forme de l'élément P1/P1, U et P sont respectivement le déplacement et la pression des nœuds. N_n est la fonction de forme du nœud numéro n , U_n et P_n sont respectivement le déplacement et la pression du nœud numéro n .

3.4.3 Calcul de l'état de contrainte de la zone pâteuse

La loi de comportement mixte proposée par El-Sayed [15] permet de bien calculer l'état de contrainte dans la zone pâteuse. Son principe consiste à supposer la coexistence des phases solide et liquide dans l'intervalle de température de la zone pâteuse ($T_{liq} > T_{pâteuse} > T_{sol}$). Comme le montre son schéma rhéologique (Figure 3.10), cette loi repose sur un comportement mixte parallèle-série. Le modèle parallèle traite la partie déviatorique du tenseur des contraintes et le modèle en série traite la partie sphérique. La pression et le déviateur des déformations sont supposés être les mêmes dans les deux états. L'état de contrainte dans le mélange est donné par :

$$s = f_L S_L + f_S S_S \quad (3.6)$$

où S et L sont relatifs aux phases solide et liquide.

$$p = p_L = p_S \quad (3.7)$$

$$\sigma = s + pI \quad (3.8)$$

avec σ , s et $p = \frac{1}{3}tr(\sigma)$ sont respectivement le tenseur des contraintes, son déviateur et la pression hydrostatique. f_S et f_L sont représentés les fractions solide et liquide ; ils dépendent uniquement de la température avec $f_S + f_L = 1$. Ces fractions sont calculées en se basant sur la température du matériau :

$$\begin{cases} f_L = 1 & \text{si } T \geq T_{liq} \\ f_L = \frac{T - T_{sol}}{T_{liq} - T_{sol}} & \text{si } T_{sol} \leq T \leq T_{liq} \\ f_L = 0 & \text{si } T \leq T_{sol} \end{cases} \quad (3.9)$$

3.5 TEST DE VALIDATION

3.5.1 Introduction

L'objectif de cette section est de valider la nouvelle stratégie de couplage fluide/solide. Pour ce faire, nous nous appuyons sur l'exemple d'une plaque chauffée en son centre. La plaque fait 16 mm de longueur, 16 mm de largeur et 8 mm de profondeur. Pour des raisons de symétrie, seule la moitié de la pièce est modélisée (figure 3.11). Nous comparons les résultats des deux calculs suivants :

- Cas 1 (C1) : calcul fluide/solide avec un couplage faible. Il s'agit d'un calcul mécanique basé sur un champ thermique calculé au préalable.
- Cas 2 (C2) : calcul fluide/solide avec la stratégie de couplage proposée dans cette thèse. Il s'agit d'un calcul thermomécanique qui prend en compte l'interaction entre les écoulements du fluide et les déformations du solide.

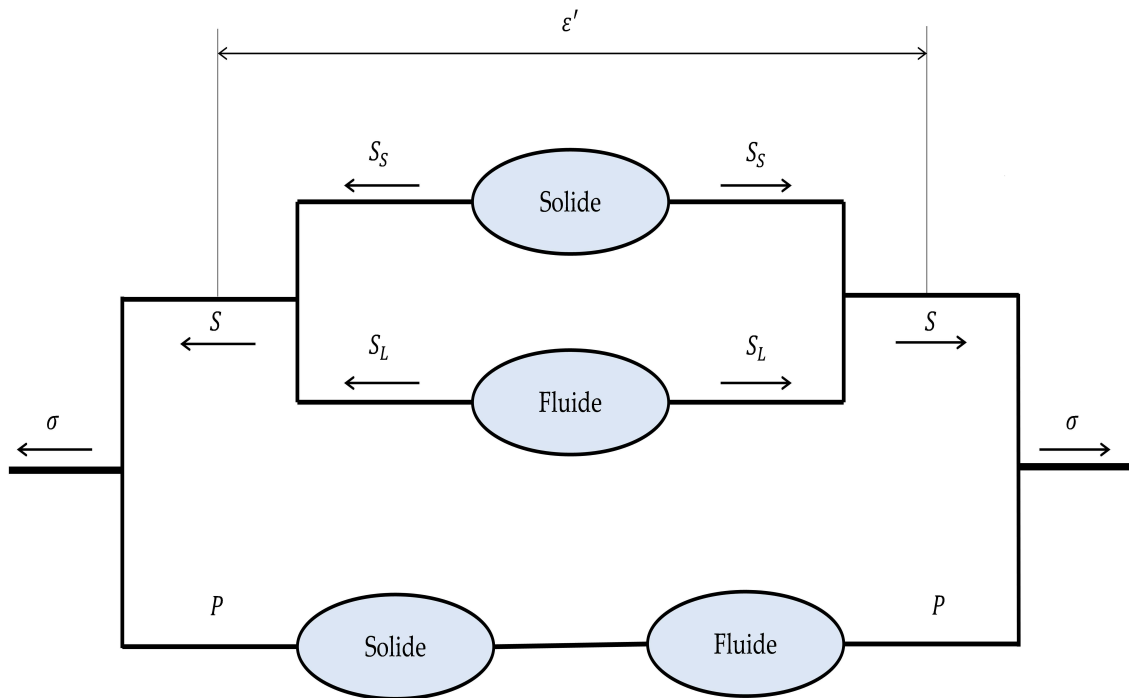


FIGURE 3.10 – Schéma rhéologique du comportement mixte.

3.5.2 Modèle numérique

Le maillage de la moitié de la plaque (figure 3.11) comporte 16129 éléments tétraédriques linéaires, 2524 éléments de peau et 3121 nœuds. Une source de chaleur volumique statique est utilisée afin de chauffer la pièce en son centre. La phase de chauffage dure $t = 0,3\text{ s}$ (figure 3.12). Elle commence par un calcul purement thermique afin de former une zone fondue. Ensuite, les écoulements du fluide sont activés à $t = 0,2\text{ s}$. À partir de $t = 0,3\text{ s}$, la plaque se refroidit pour atteindre une température d'environ 1000° à $t = 1,5\text{ s}$.

La plaque est en acier inoxydable. Son comportement mécanique est de type élasto-plastique avec un écrouissage isotrope. Les caractéristiques de ce matériau sont données en fonction de la température dans l'annexe A. Les températures de solidus et de liquidus sont respectivement de l'ordre de 1400 et 1500°C . La température initiale de la pièce est de 20°C , des transferts thermiques par conduction, radiation et convection sont pris en compte. Les conditions aux limites sont les suivantes :

Conditions aux limites thermo-fluides

- Les vitesses normales d'écoulements : $\mathbf{v} \cdot \mathbf{n} = 0$; sur les parois latérales de la zone fluide.

Conditions aux limites mécaniques

- $U_x = 0$ dans le plan de symétrie.
- Encastrement sur la surface basse de la pièce.

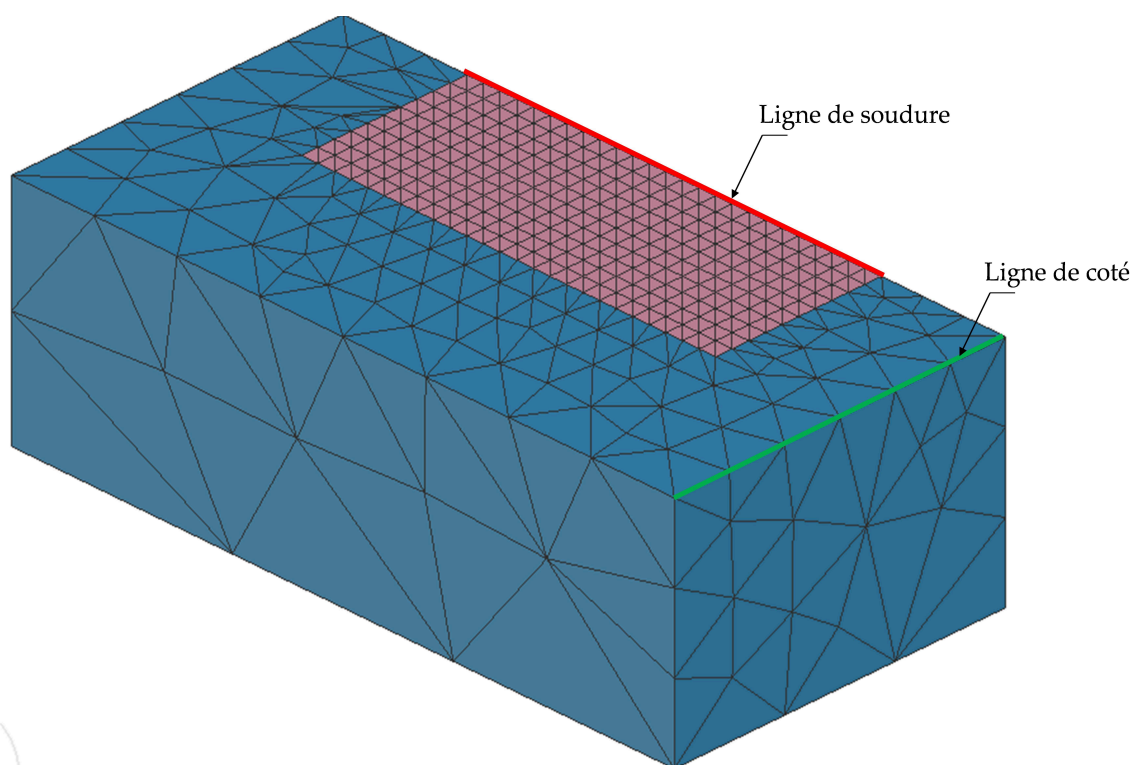


FIGURE 3.11 – Maillage du modèle d'élément fini.

3.5.3 Résultats

Dans cette partie, nous comparons les résultats des grandeurs suivantes, issues des deux calculs "C1" et "C2" :

- La température dans les nœuds de la ligne de soudure.
- Le déplacement dans les nœuds de la ligne de côté.
- Les contraintes résiduelles qui sont moyennées aux nœuds.

Les figures 3.13 et 3.14 montrent respectivement l'évolution de la température et du déplacement U_z . La distribution de contrainte de von Mises est donnée par la figure 3.15.

Commentaire

- **La température** : La comparaison des résultats thermiques (figure 3.13) montre que la température obtenue par le calcul "C2" est supérieure à celle donnée par le calcul "C1". Un écart maximal de l'ordre de $100\text{ }^{\circ}\text{C}$ est trouvé à l'instant $t = 0,3\text{ s}$. Cet écart diminue au cours de temps pour atteindre moins de $10\text{ }^{\circ}\text{C}$ à $t = 1,5\text{ s}$. Nous pouvons expliquer cet écart par le fait que l'évolution de la température est très sensible aux écoulements du fluide dans le bain fondu. En effet, à l'instant $t = 0,3\text{ s}$ (fin de la phase de chauffage) du calcul "C2", les écoulements du fluide sont affectés par les déformations du métal de base (état solide), ce qui n'est pas le cas pour le calcul "C1". Aux instants $t = 1$ et $t = 1,5\text{ s}$ le bain se solidifie complètement et donc la température ne dépend plus des écoulements du fluide. Ceci explique le petit écart trouvé sur les températures calculées pour les deux calculs aux instants

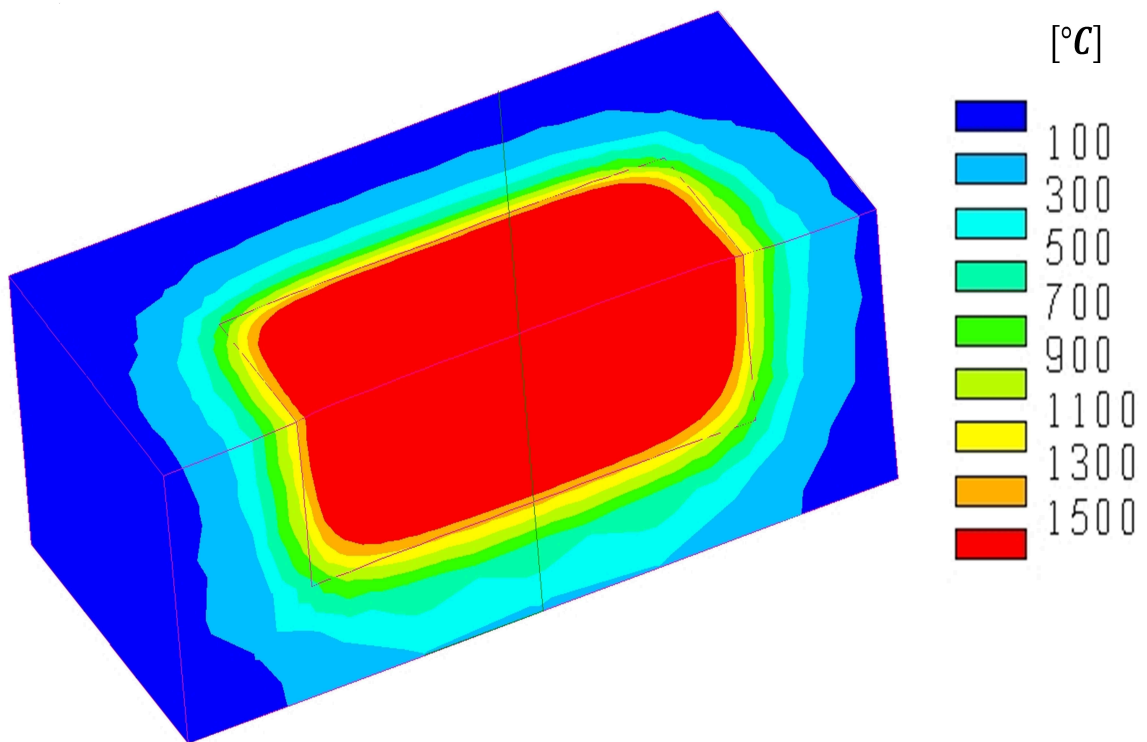


FIGURE 3.12 – Évolution de la température pour une source de chaleur volumique et statique.

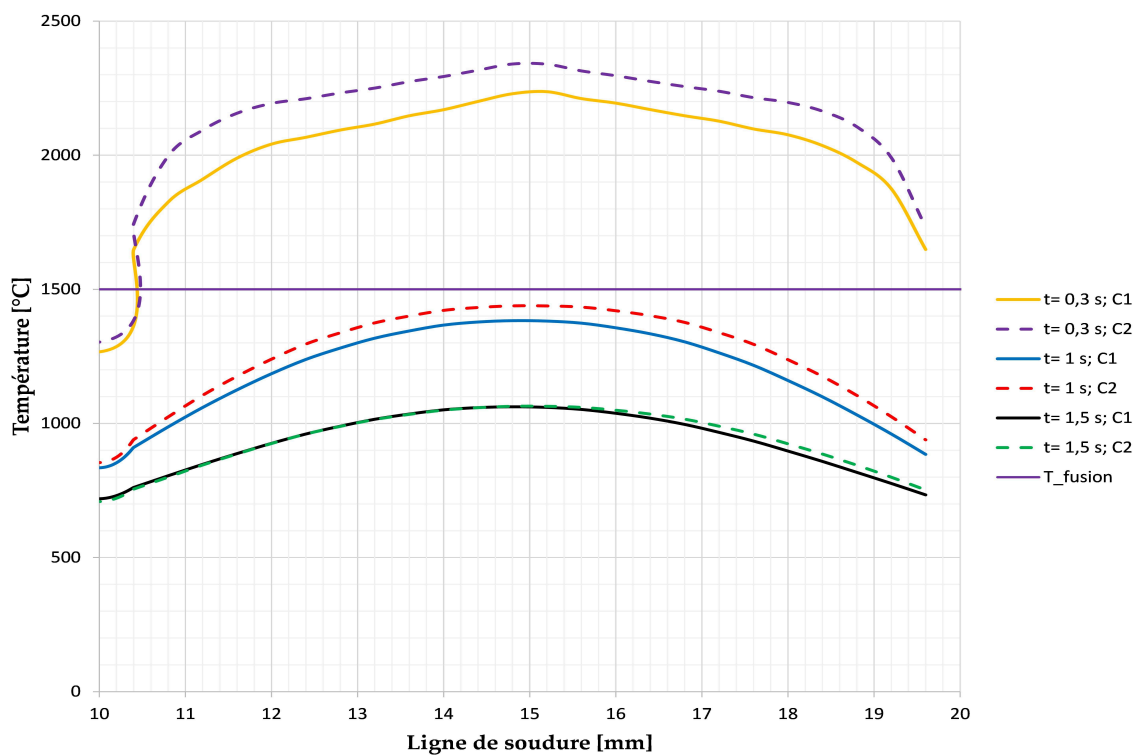


FIGURE 3.13 – Évolution de la température le long de la ligne de soudure pour les deux stratégies de couplage.

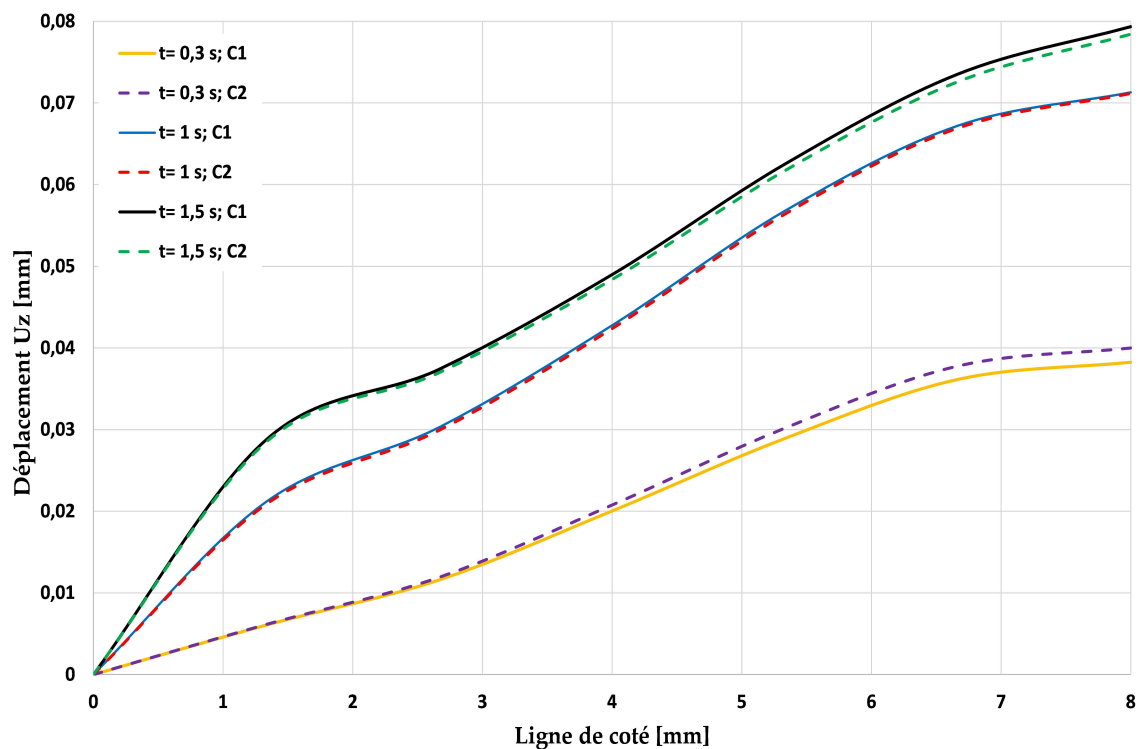


FIGURE 3.14 – Évolution du déplacement au cours des deux stratégies de couplage.

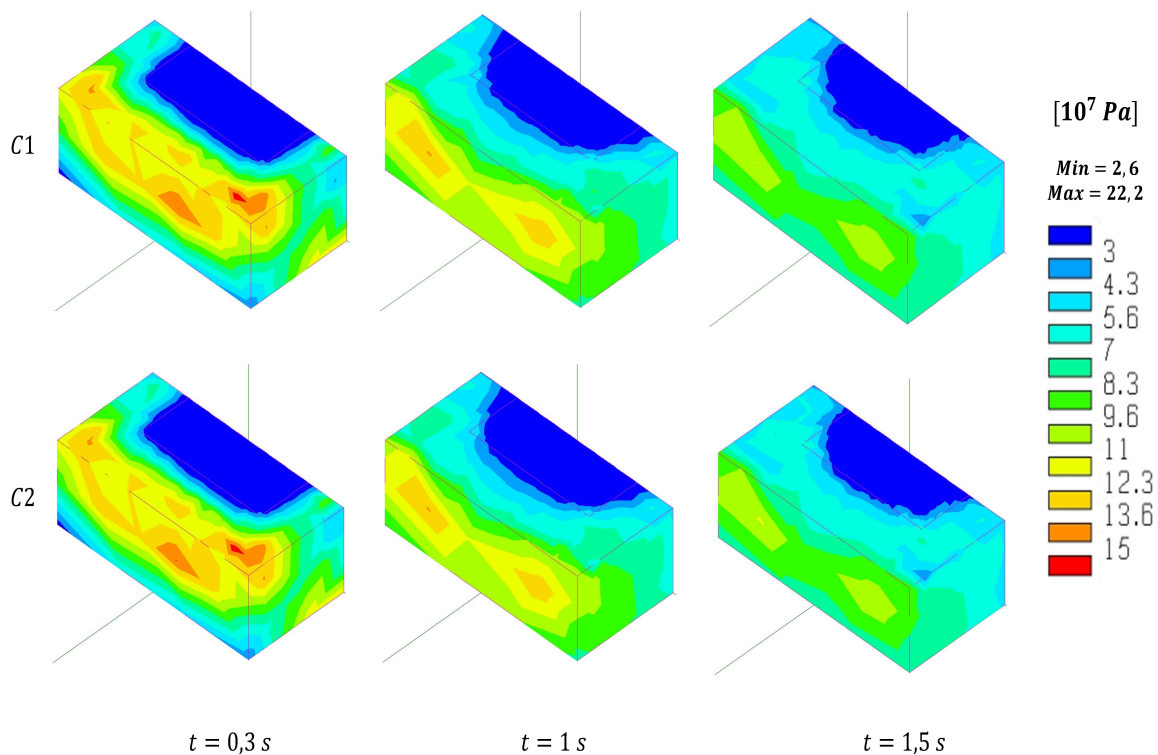


FIGURE 3.15 – Évolution des contraintes de von Mises au cours des deux stratégies de couplage.

$t = 1$ et $t = 1,5$ s.

- **Le déplacement** : La figure 3.14 donne la composante Z du déplacement aux instants $t = 0,3$ s, $t = 1$ s et $t = 1,5$ s. Nous constatons une bonne corrélation générale entre les résultats de déplacement obtenus par les deux calculs. Un écart maximal de l'ordre de 3% est trouvé à l'instant $t = 0,3$ s. Cet écart diminue au cours de temps pour atteindre moins de 1% aux instants $t = 1$ et $t = 1,5$ s. Les valeurs de cet écart peuvent être justifiées par les températures obtenues par les deux calculs aux différents instants.
- **Les contraintes de von Mises** : Dans la figure 3.15, nous trouvons les résultats en termes de contraintes de von Mises des calculs "C1" et "C2" aux instants $t = 0,3$, $t = 1$ et $t = 1,5$ s. Il n'y a pas d'écart significatif entre les résultats obtenus par les deux calculs.

La comparaison des résultats obtenus par les deux calculs "C1" et "C2" prouve que les déformations du solide dans le métal de base ont un léger effet sur l'évolution de la température et la composante Z du déplacement. Nous notons que les déformations du solide induites par ce type de procédé est très faible. Ceci peut expliquer le léger effet de ces déformations sur les résultats numériques. En revanche, l'effet peut être plus significatif au cours des procédés où les déformations sont plus importantes.

3.6 CONCLUSION

Dans ce chapitre, une nouvelle stratégie du couplage fluide/solide a été présentée afin de simuler l'interaction entre les écoulements du fluide et les déformations du solide. Elle consiste à prendre en compte l'effet des déformations du solide sur les écoulements du fluide en imposant les vitesses du solide comme chargement à chaque pas de temps du calcul thermo-fluide. Ces vitesses du solide sont calculées à chaque pas de temps à partir des déplacements obtenus par le calcul mécanique.

Dans la première partie de ce chapitre, nous avons décrit le principe de notre stratégie de couplage fluide/solide. Les avantages de cette stratégie par rapport aux stratégies classiques (couplage faible et couplage fort) ont été illustrés. Par la suite, les différentes zones à considérer pour le calcul mécanique ont été données. Il s'agit de la zone fluide, la zone solide et la zone pâteuse. Ces zones sont séparées par deux interfaces et la transition entre elles se fait en se basant sur la température moyenne de l'élément fini.

Dans la deuxième partie, les étapes de la mise en œuvre de la stratégie de couplage fluide/solide ont été détaillées. Ensuite, nous avons décrit l'approche de l'actualisation des nœuds des différentes zones : nœuds fluides, nœuds solides, nœuds pâteux, nœuds fluides/surface libre, nœuds pâteux/surface libre. Il s'agit de l'approche ALE développée dans le chapitre 2, modifiée de sorte à prendre en compte les déformations du solide.

La troisième partie a été consacrée aux lois de comportement mécanique utilisées pour les différentes zones. Une loi mixte développée par El-Sayed et al. [15] a été présentée afin de définir le comportement de la zone pâteuse. Pour la zone solide, un comportement mécanique élastoplastique a été utilisé. Les éléments finis de la zone fluide sont considérés comme des éléments solides, mais avec des propriétés mécaniques faibles.

La fin de ce chapitre a été dédiée à la validation de la stratégie de couplage fluide/solide

à partir d'un exemple numérique. Il s'agit d'une plaque chauffée en son centre. Les résultats (température, déplacement et contraintes de von Mises) obtenus par notre stratégie ont été comparés à ceux obtenus par un couplage faible. La comparaison a montré que les déformations du solide ont un faible effet sur la température et le déplacement U_z . Cet effet peut être plus significatif dans le cas des procédés où les déformations du solide sont plus importantes. Parmi ces procédés, nous pouvons citer surtout le soudage par point.

APPLICATION : SIMULATIONS NUMÉRIQUES DE SOUDAGE LASER ET DE FUSION D'UN LIT DE POUDRE

Sommaire

4.1	INTRODUCTION	76
4.2	SIMULATION NUMÉRIQUE DE SOUDAGE LASER	76
4.2.1	<i>Modèle numérique</i>	76
4.2.2	<i>Résultats thermo-fluide</i>	77
4.2.3	<i>Effet des écoulements du fluide sur l'évolution de la température</i>	78
4.2.4	<i>Influence du gradient de la tension de surface</i>	78
4.2.5	<i>Influence de l'effet normal de la tension de surface</i>	83
4.2.6	<i>Étude de sensibilité</i>	89
4.2.7	<i>Effet du couplage fluide/solide</i>	94
4.3	PREMIÈRE APPROCHE POUR LA SIMULATION NUMÉRIQUE DE LA FUSION D'UN LIT DE POUDRE	100
4.3.1	<i>Introduction</i>	100
4.3.2	<i>Phénomènes physiques impliqués</i>	100
4.3.3	<i>Stratégie de la simulation du procédé de fusion d'un lit de poudre</i>	102
4.3.4	<i>Simulation numérique de la fusion d'un lit de poudre</i>	103
4.4	CONCLUSION	108

4.1 INTRODUCTION

Nous présentons dans la première partie de ce chapitre une simulation numérique de soudage laser. Elle consiste à réaliser un cordon de soudage sur une structure monobloc. Une simulation de fusion d'un lit poudre est proposée dans la deuxième partie.

Dans la première partie, nous illustrons les résultats de la simulation thermo-fluide du soudage. Afin d'étudier l'effet des écoulements du fluide dans le bain de soudage sur l'évolution de la température et la morphologie de la zone fondue, deux simulations l'une purement thermique et l'autre thermo-fluide, sont réalisées. La seule différence réside dans la prise en compte d'écoulement. L'influence des deux effets de la tension de surface (effet de courbure et effet Marangoni) sur les résultats thermo-fluides est analysée.

Dans un second temps, une étude de sensibilité des paramètres numériques (taille d'éléments finis et pas de temps de calcul) est effectuée afin de vérifier la robustesse de la formulation proposée du problème fluide.

La fin de cette première partie est consacrée à l'étude de l'influence des déformations du solide dans le métal de base sur la morphologie de la zone fondue. Pour ce faire, deux simulations sont effectuées en utilisant les deux stratégies de couplage fluide/solide suivantes :

- Simulation thermo-fluide-mécanique en utilisant un couplage faible A : elle consiste à prendre en compte les écoulements du fluide, mais il néglige l'interaction entre les écoulements du fluide et les déformations du solide.
- Simulation thermo-fluide-mécanique en utilisant notre stratégie de couplage B : au cours de cette simulation les écoulements du fluide ainsi que l'interaction fluide/solide sont pris en compte.

Dans la deuxième partie de ce chapitre, une première approche pour la simulation numérique de fusion d'un lit de poudre est présentée. Elle consiste à prendre en compte quelques phénomènes physiques liés à ce procédé. Parmi ces phénomènes, nous citons le retrait de la couche de poudre après sa fusion et le changement des propriétés du matériau en fonction de son état (poudre ou compact).

4.2 SIMULATION NUMÉRIQUE DE SOUDAGE LASER

4.2.1 Modèle numérique

Dans cette section, une simulation thermo-fluide de soudage est réalisée en utilisant le modèle présenté dans le chapitre 2. La pièce à souder est un bloc de longueur 20 mm, de largeur 10 mm et de hauteur 3 mm. La pièce dispose d'une symétrie suivant le plan YZ. Pour cela, seule la moitié de la structure est modélisée. Le maillage donné par la figure 4.1 se compose de 179544 éléments tétraédriques linéaires ($P1 + /P1$), 22392 éléments triangulaires linéaires (éléments de peau) et 34983 nœuds. Dans la zone fluide, la taille d'éléments est de 200 μm et dans la zone solide, elle peut aller jusqu'à 5000 μm . Le matériau utilisé est l'acier inoxydable 316L dont la description et les propriétés sont données dans l'annexe A.

Le temps de calcul de la phase de chauffage est de 0,8 s comprenant 0,4 s de création du bain (sans écoulements du fluide) et 0,4 s d'avance des sources de chaleur en prenant en compte les écoulements du fluide. Le pas de temps utilisé pour le calcul est de 0,1 s durant la phase de chauffage et 2.10^{-4} s après l'activation des écoulements.

Deux sources de chaleur, une volumique double ellipsoïdale et une surfacique gaussienne, sont utilisées pour réaliser un cordon de soudage. La vitesse de soudage est de 6 mm.s^{-1} . L'échange de la pièce avec l'extérieur se fait par convection et par rayonnement sur toutes les faces de la pièce sauf sur le plan de symétrie où une condition de flux nul est imposée. Le flux à la surface est donné par les expressions suivantes :

$$\phi = \phi_{convection} + \phi_{radiation} \quad (4.1)$$

avec

$$\phi_{convection} = h(T - T_0) \quad (4.2)$$

$$\phi_{radiation} = \epsilon \sigma_0 (T^4 - T_0^4) \quad (4.3)$$

où $h = 40 \text{ W.m}^{-2}$ est le coefficient d'échange, $T_0 = 293 \text{ K}$ est la température ambiante, σ_0 désigne la constante de Stefan-Boltzmann. Au cours de la simulation thermo-fluide, dans la zone où la température est inférieure à la température du solidus, les éléments sont supposés posséder une viscosité dynamique élevée $\mu = 10^6 \text{ Kg.m}^{-1}.\text{s}^{-1}$. Les éléments dans la zone fondue, où la température est supérieure à la température du Liquidus, présentent une viscosité dynamique égale à $\mu = 6,2.10^{-2} \text{ Kg.m}^{-1}.\text{s}^{-1}$. Les écoulements du fluide sont pris en compte à travers la tension de surface et la force de flottabilité. Une tension de surface variable en fonction de la température $\gamma = \gamma_L + \alpha(T - T_L)$ avec $\gamma_L = 0,45 \text{ N.m}^{-1}$, $T_L = 1500 \text{ }^\circ\text{C}$ et $\alpha = 2.10^{-4} \text{ N.m}^{-1}.\text{k}^{-1}$ permet d'intégrer les deux effets de la tension de surface (effets de courbure et de Marangoni). Nous notons que l'élément tétraédrique linéaire enrichi P1+/P1 est utilisé au cours de cette simulation.

4.2.2 Résultats thermo-fluide

La simulation thermo-fluide donne comme résultats l'évolution de la température, la distribution de vitesse d'écoulement du fluide et la morphologie du bain fondu au cours du procédé de soudage.

4.2.2.1 Champ de température

Initialement, la température de la pièce est uniforme et fixée à $20 \text{ }^\circ\text{C}$. Au cours de la simulation thermo-fluide, la température est le paramètre qui pilote l'apparition et la propagation de la zone fluide. Cette zone va apparaître au cours de chauffage et elle va suivre le déplacement de la source de chaleur. Les figures 4.2 et 4.3 montrent les isovaleurs de la température pour différents instants de la simulation thermo-fluide.

4.2.2.2 Champ de vitesse

Les résultats du champ de vitesse de l'écoulement dans la zone fondue sont donnés à différents instants par les figures 4.4, 4.5, 4.6 et 4.7.

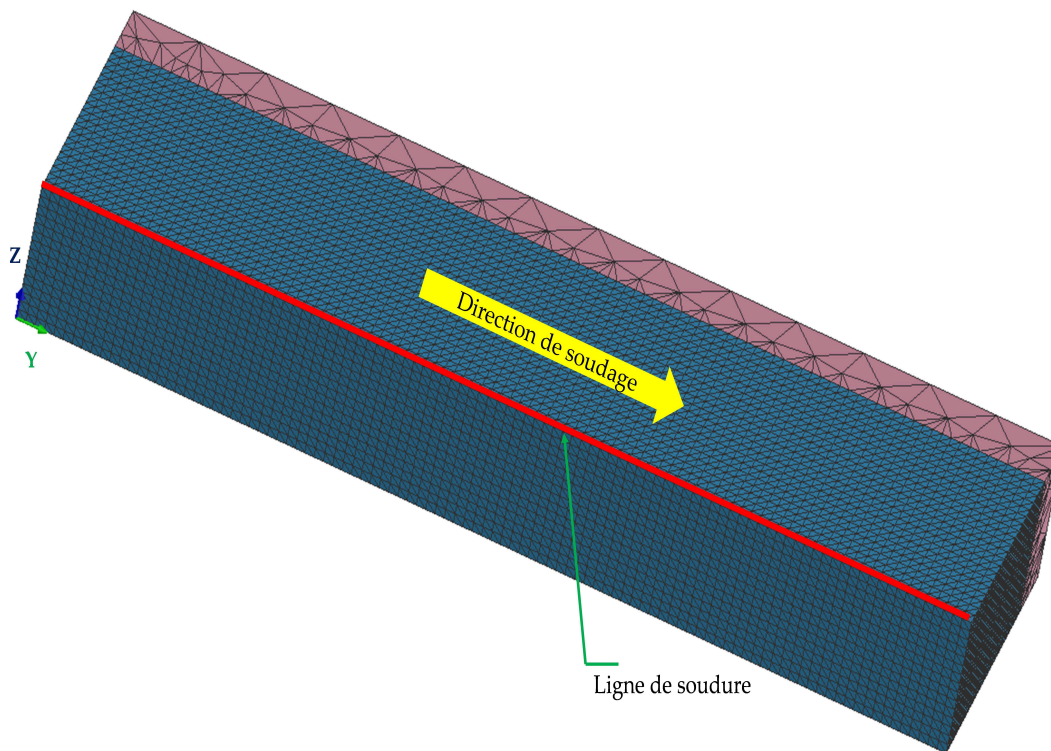


FIGURE 4.1 – Maillage.

4.2.2.3 Surface libre

La figure 4.8 présente l'évolution de la surface libre à différents instants.

4.2.3 Effet des écoulements du fluide sur l'évolution de la température

Plusieurs travaux montrent que les écoulements du fluide dans le bain fondu ont des effets flagrants sur l'évolution de la température et donc sur la morphologie de la zone fondue [15; 60]. La figure 4.9 illustre le champ de température issu de la simulation thermo-fluide. Ces résultats sont comparés à ceux d'une simulation purement thermique (sans écoulements du fluide) avec les mêmes données. Il est intéressant, en plus des iso-valeurs, de tracer l'évolution de la température sur la ligne de soudure afin d'étudier l'effet des écoulements sur la longueur du bain. La figure 4.10 donne les évolutions de la température au cours du temps des deux simulations.

4.2.4 Influence du gradient de la tension de surface

L'effet Marangoni est le premier moteur d'écoulement du fluide dans la zone fondue. Le signe de gradient de la tension de surface a des effets directs sur la vitesse d'écoulement, sur l'évolution de la température et sur la morphologie du bain fondu. Dans cette

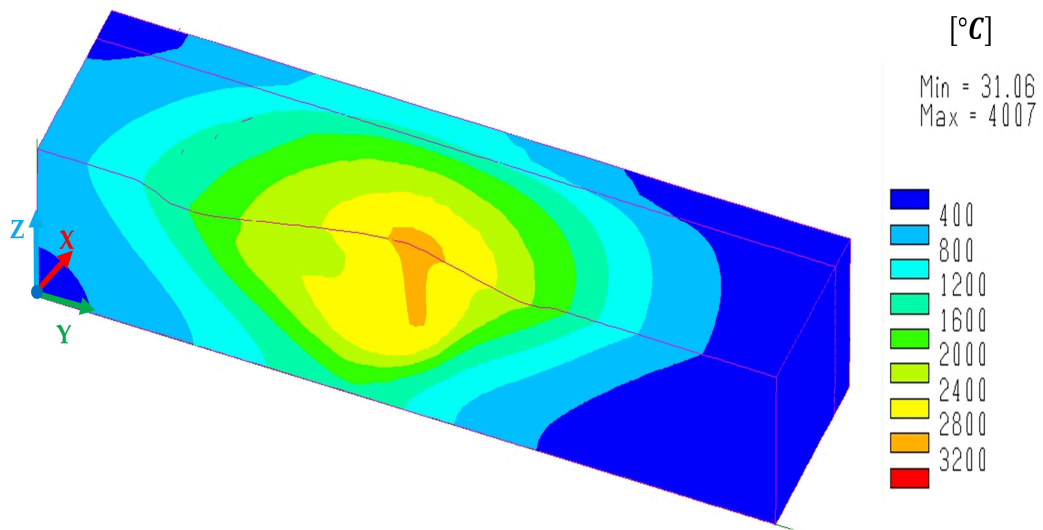


FIGURE 4.2 – Distribution de la température à $t = 0,55 s$ sur le maillage déformé sous l'effet de la surface libre.

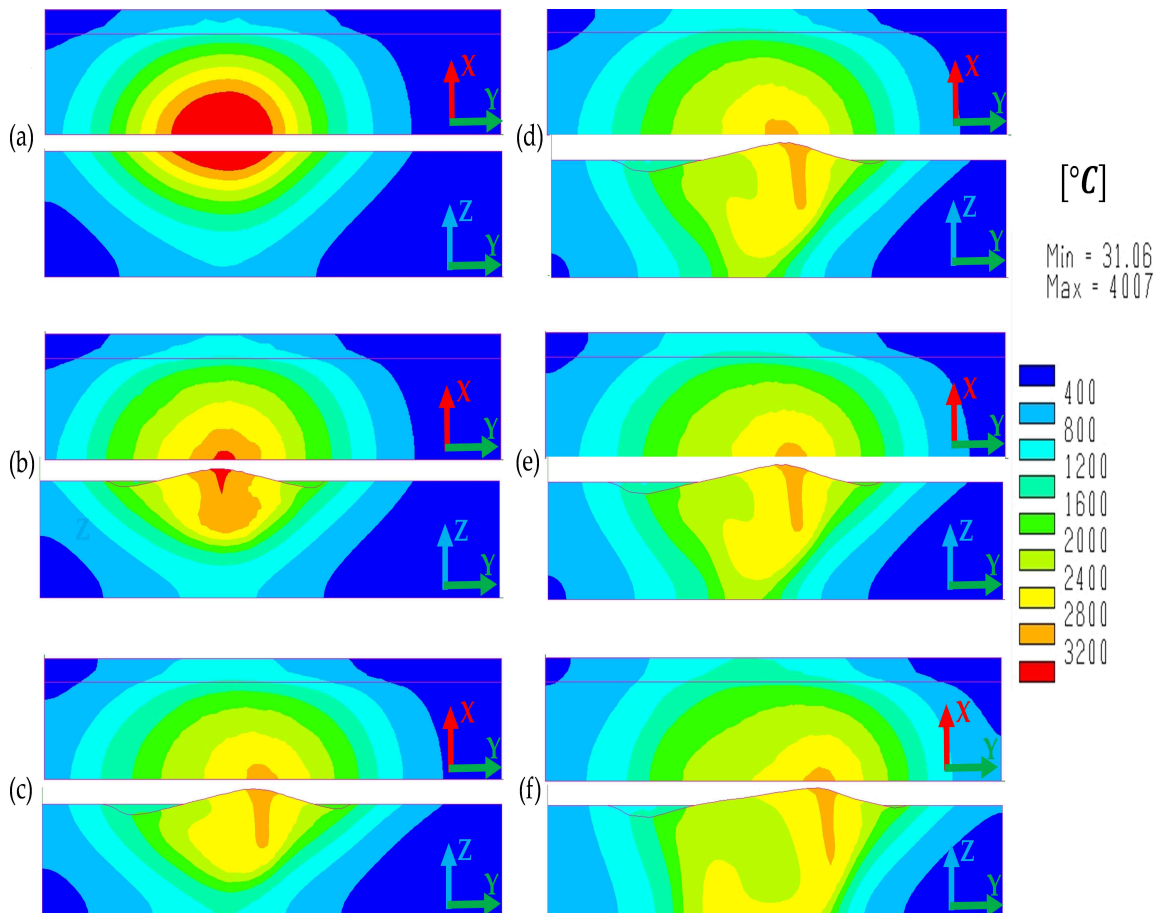


FIGURE 4.3 – Évolution de la distribution de température : (a) $t = 0,4 s$; (b) $t = 0,44 s$; (c) $t = 0,5 s$; (d) $t = 0,55 s$; (e) $t = 0,6 s$; (f) $t = 0,8 s$.

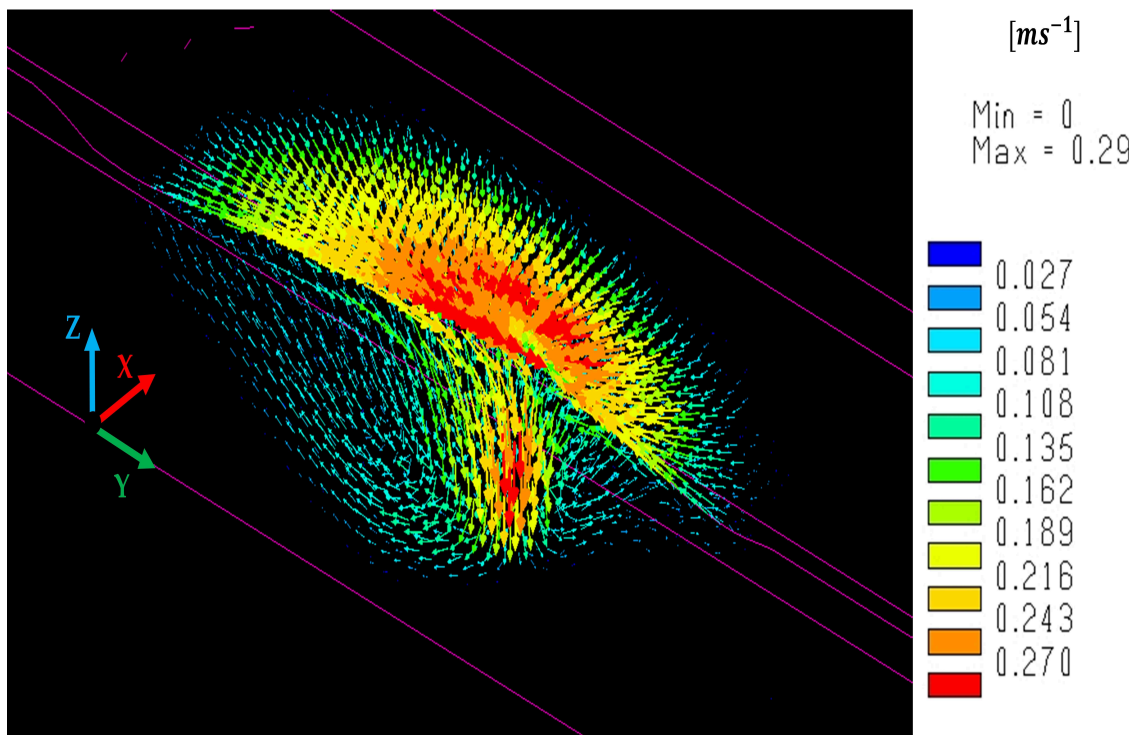


FIGURE 4.4 – Distribution de la vitesse d'écoulement du fluide à $t = 0,55 s$ sur le maillage déformé sous l'effet de la surface libre.

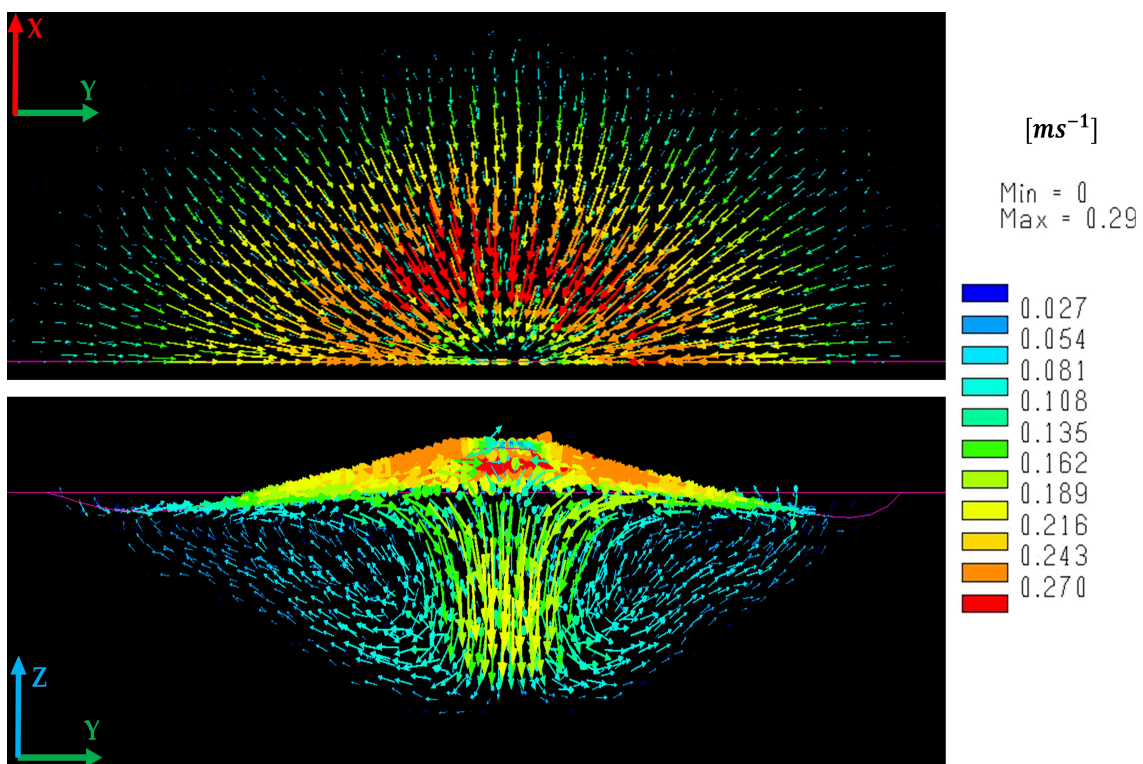


FIGURE 4.5 – Distribution de la vitesse d'écoulement du fluide à $t = 0,44 s$.

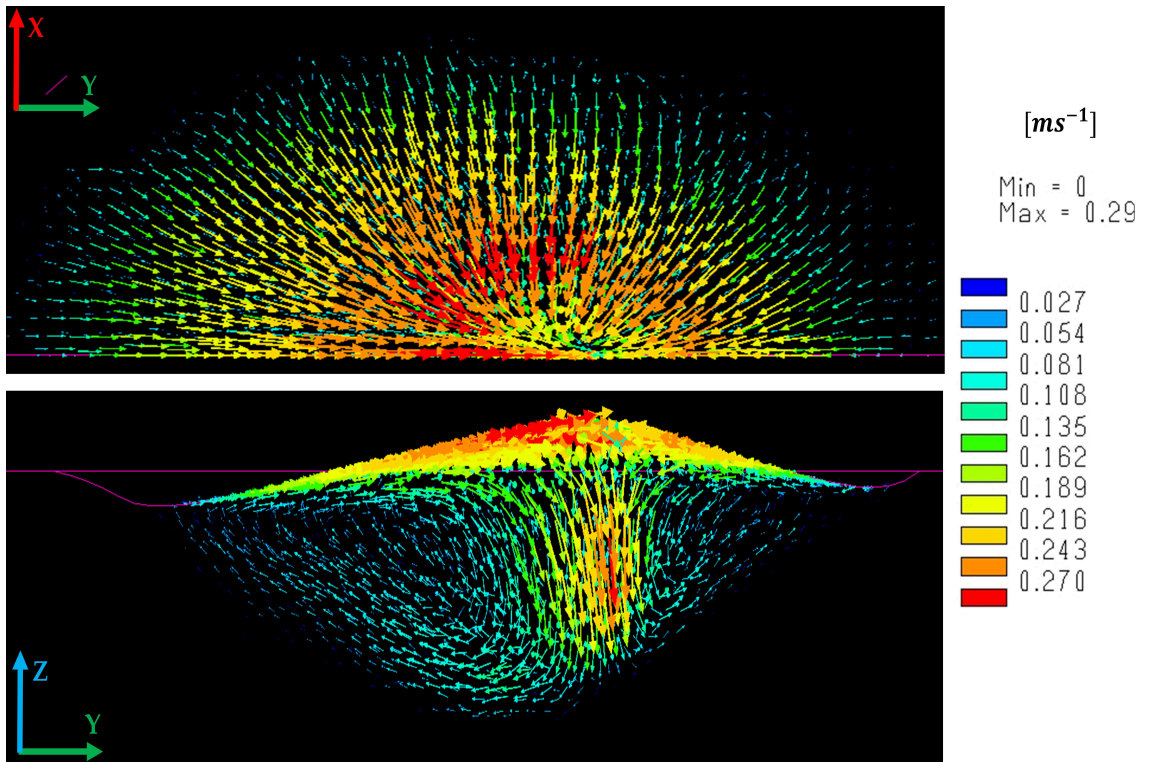


FIGURE 4.6 – Distribution de la vitesse d'écoulement du fluide à $t = 0,5$ s.

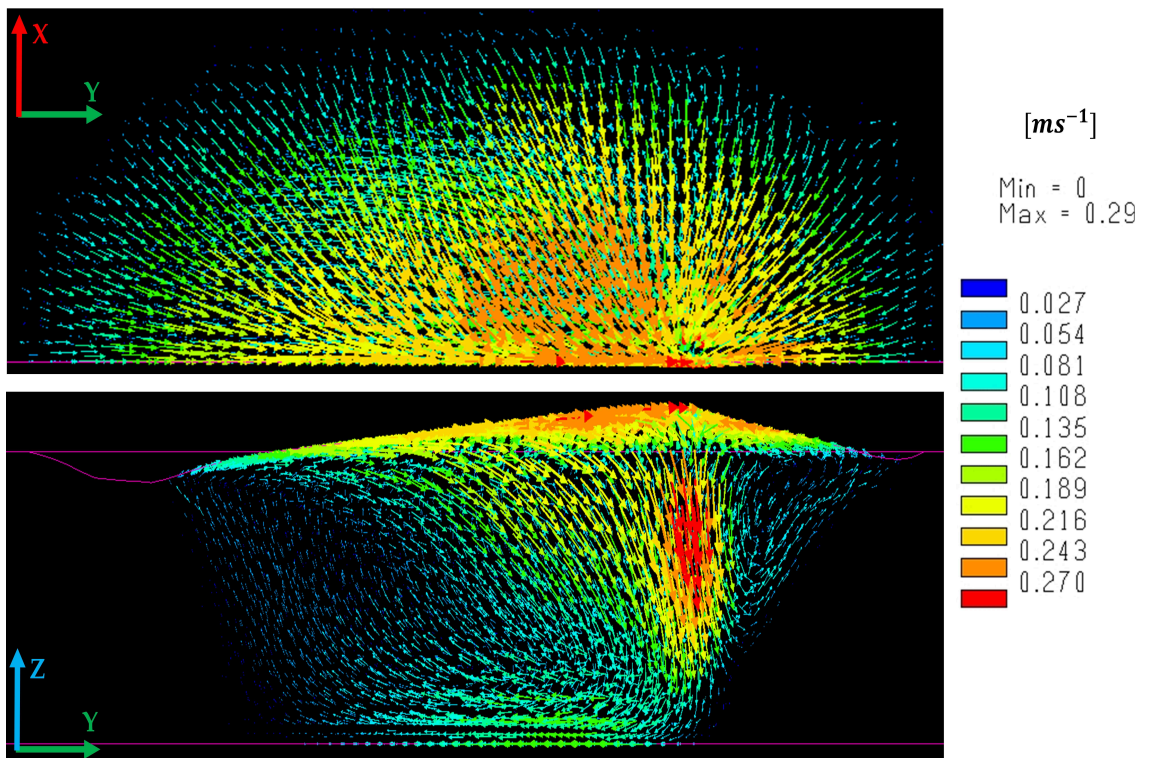


FIGURE 4.7 – Distribution de la vitesse d'écoulement du fluide à $t = 0,8$ s.

4. APPLICATION : SIMULATIONS NUMÉRIQUES DE SOUDAGE LASER ET DE FUSION D'UN LIT DE POWDRE

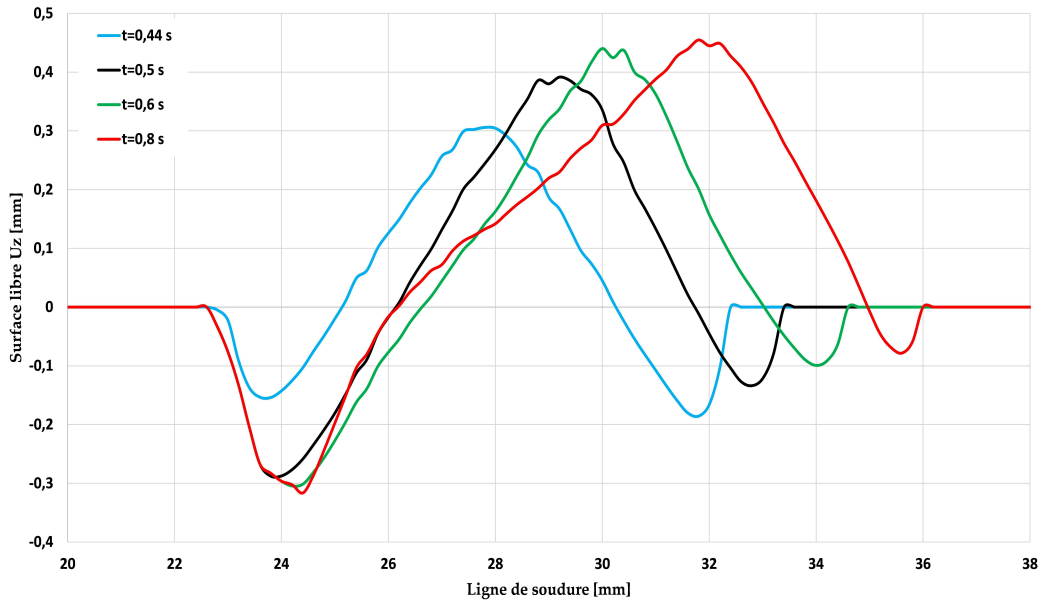


FIGURE 4.8 – Déplacement de la surface libre sur la ligne de soudure.

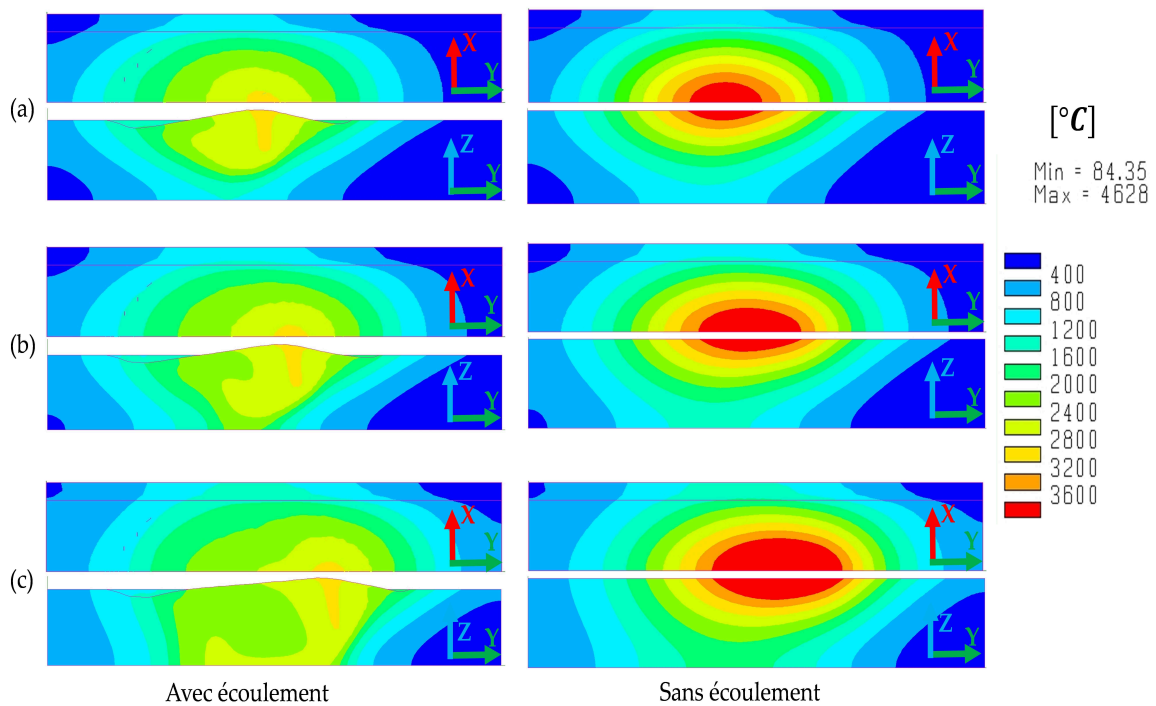


FIGURE 4.9 – Évolution de la distribution de la température au cours des simulations thermo-fluide et purement thermique : (a) $t = 0,5 s$; (b) $t = 0,6 s$; (c) $t = 0,8 s$.

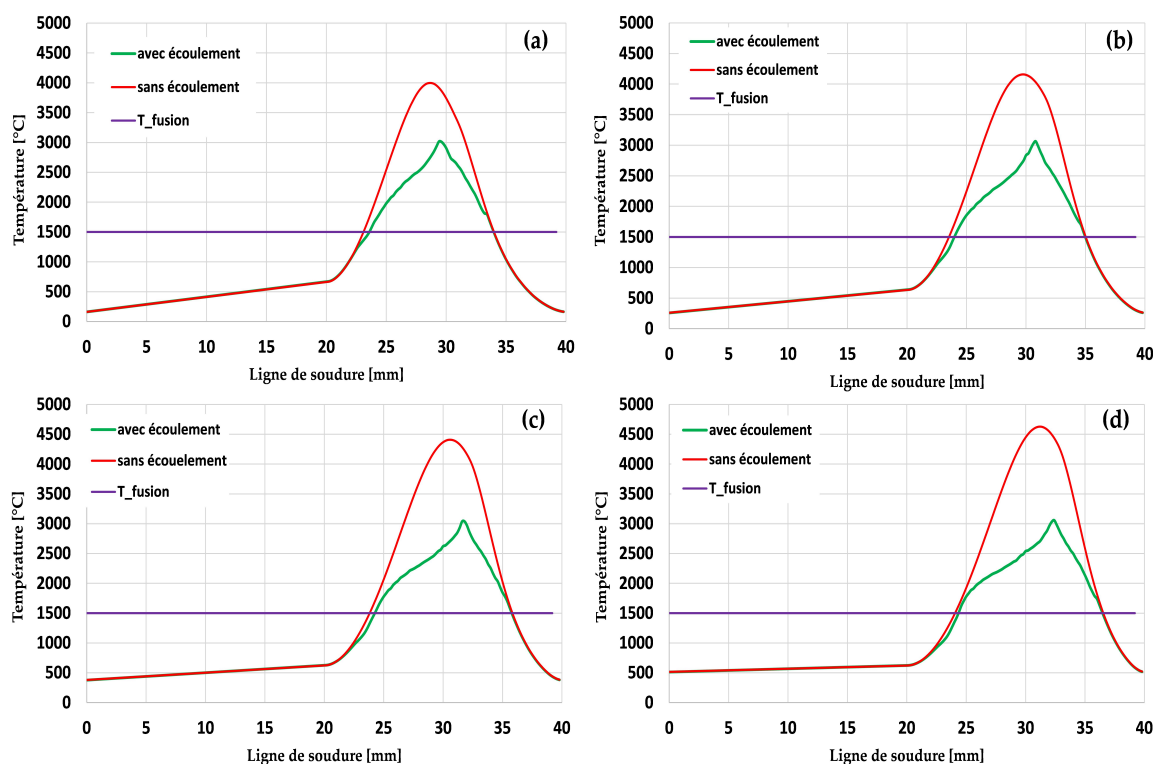


FIGURE 4.10 – Effet d’écoulement du fluide sur l’évolution de la température le long de la ligne de soudure : (a) $t = 0,5 s$; (b) $t = 0,6 s$; (c) $t = 0,7 s$; (d) $t = 0,8 s$.

section, nous étudions ces effets en comparant les résultats de deux simulations, une avec un gradient positif $\frac{\partial \gamma}{\partial T} > 0$ et une autre avec un gradient négatif $\frac{\partial \gamma}{\partial T} < 0$.

Les figures 4.11 et 4.12 illustrent l’influence du gradient de la tension de surface sur l’évolution du champ de vitesse. L’influence de ce gradient sur le champ de température et la morphologie du bain fondu est donnée par les figures 4.13 et 4.14. La figure 4.15 présente le déplacement de la surface libre U_z en fonction de ce gradient.

4.2.5 Influence de l’effet normal de la tension de surface

Dans cette section, nous nous intéressons à l’influence de l’effet normal de la tension de surface (effet de courbure) sur les résultats de la simulation thermo-fluide. Des tensions de surface avec des valeurs entre $0,3$ et $0,75 N m^{-1}$ sont testées. Ces valeurs sont du même ordre que celles couramment utilisées dans la littérature [25; 26; 27; 58; 1].

Les figures 4.16, 4.17 et 4.18 montrent respectivement l’influence de l’effet de courbure sur la vitesse V_y , sur l’évolution de la température et sur le déplacement de la surface libre U_z .

Commentaires

- **Champ de température** : Nous remarquons (figure 4.3) que la température commence à baisser après l’activation des écoulements du fluide (à partir de $t = 0,4 s$).

4. APPLICATION : SIMULATIONS NUMÉRIQUES DE SOUDAGE LASER ET DE FUSION D'UN LIT DE POUDRE

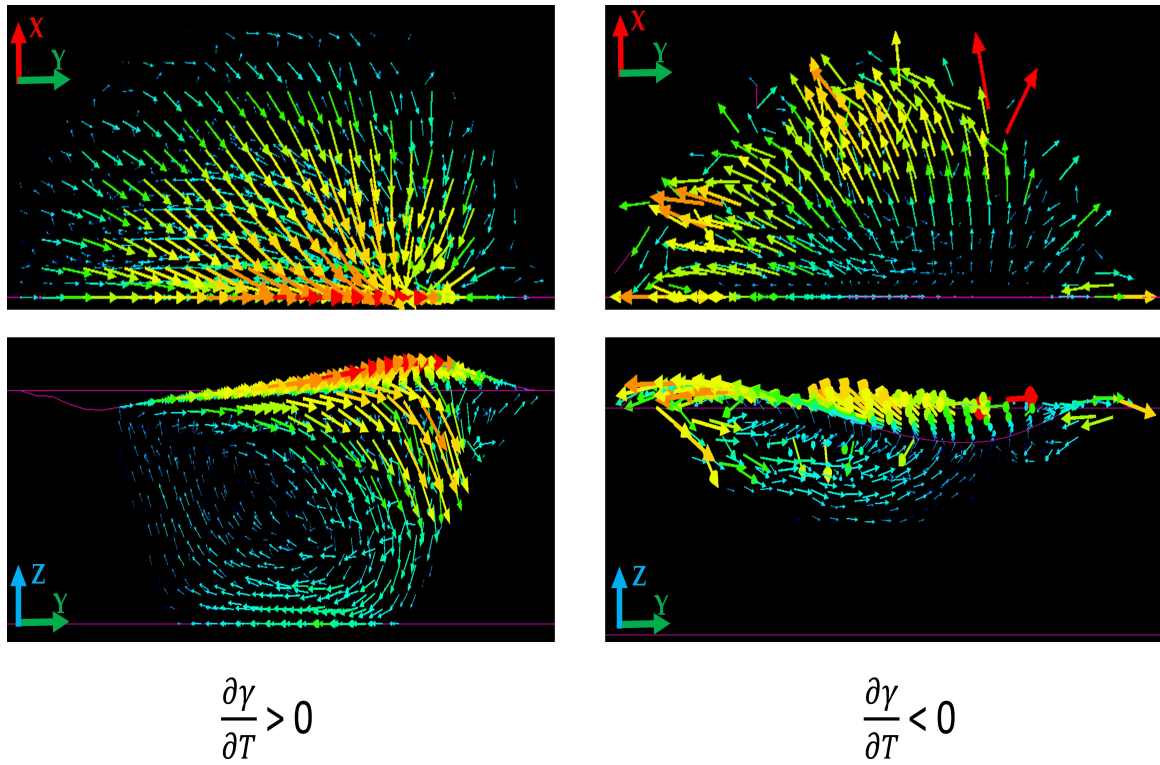


FIGURE 4.11 – Influence du signe du gradient de la tension de surface sur les écoulements du fluide à $t = 0,6$ s.

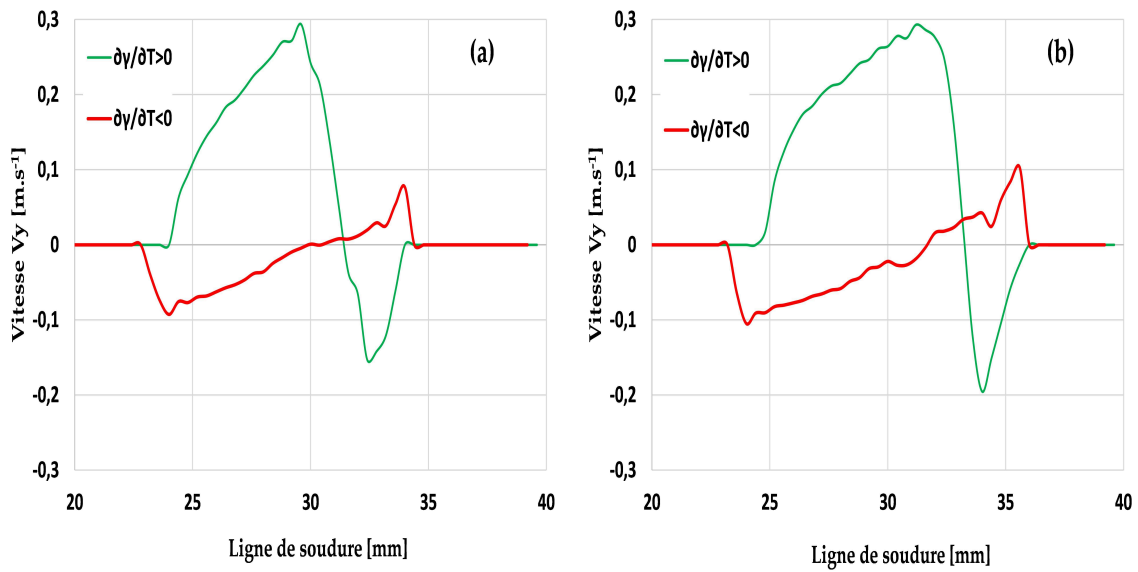


FIGURE 4.12 – Influence du signe du gradient de la tension de surface sur la vitesse d'écoulement le long de la ligne de soudure : (a) $t = 0,6$ s ; (b) $t = 0,8$ s.

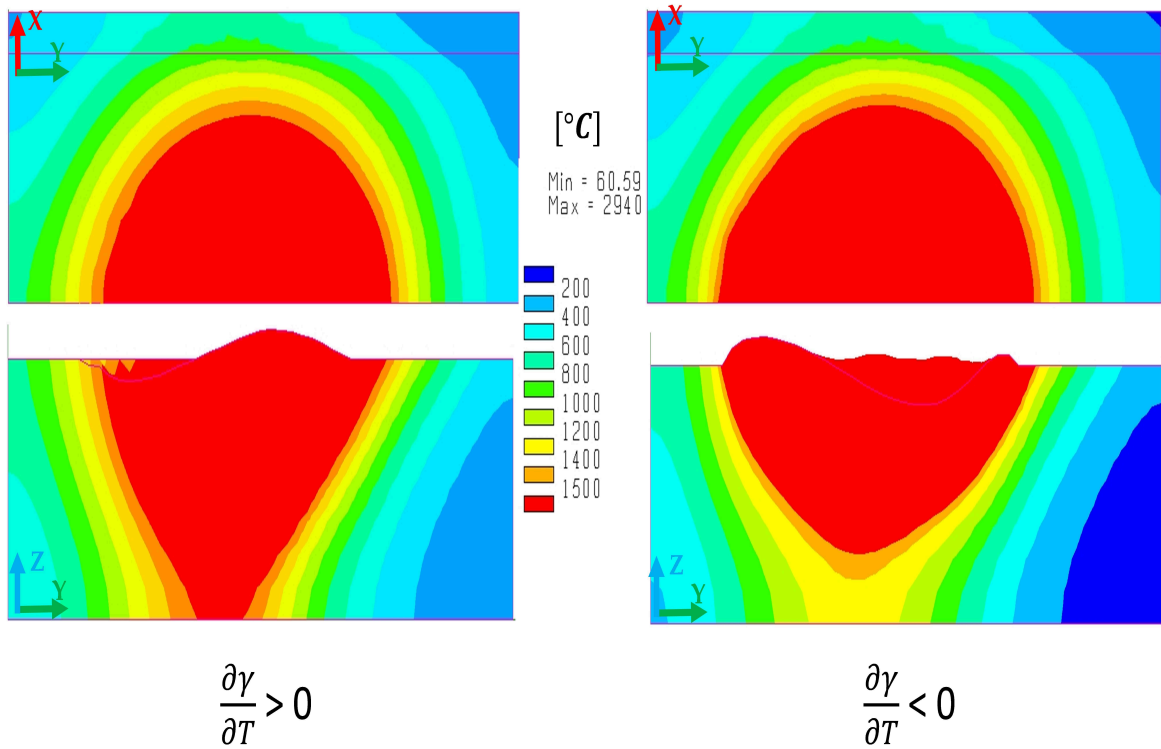


FIGURE 4.13 – Influence du signe du gradient de la tension de surface sur la distribution de la température et la morphologie du bain fondu à $t = 0,6\text{ s}$.

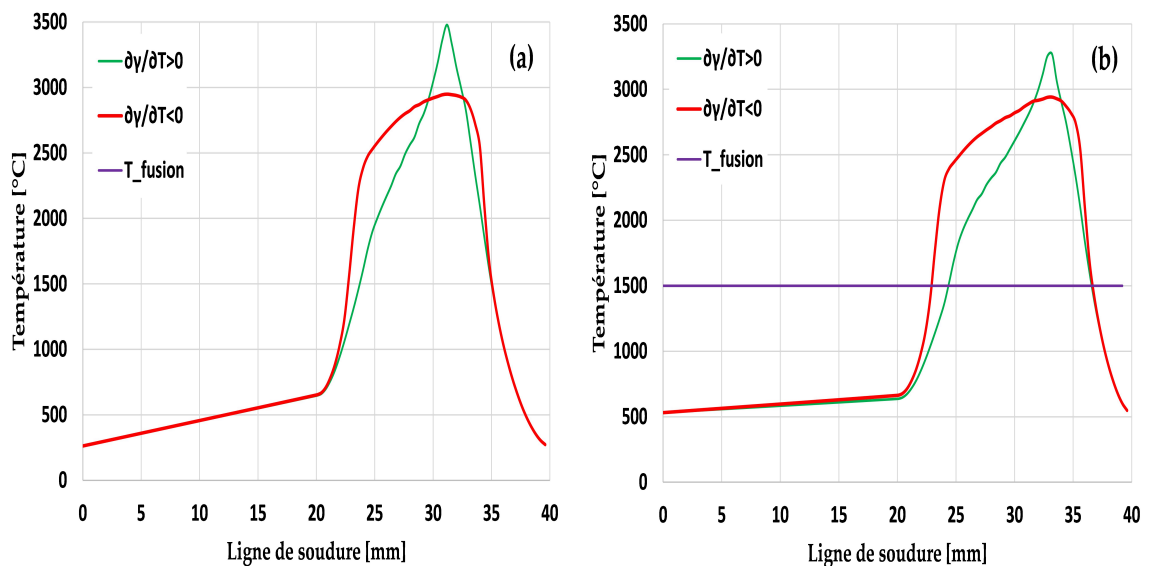


FIGURE 4.14 – Influence du signe du gradient de la tension de surface sur la distribution de la température et la longueur du bain le long de la ligne de soudure : (a) $t = 0,6\text{ s}$; (b) $t = 0,8\text{ s}$.

4. APPLICATION : SIMULATIONS NUMÉRIQUES DE SOUDAGE LASER ET DE FUSION D'UN LIT DE POUDRE

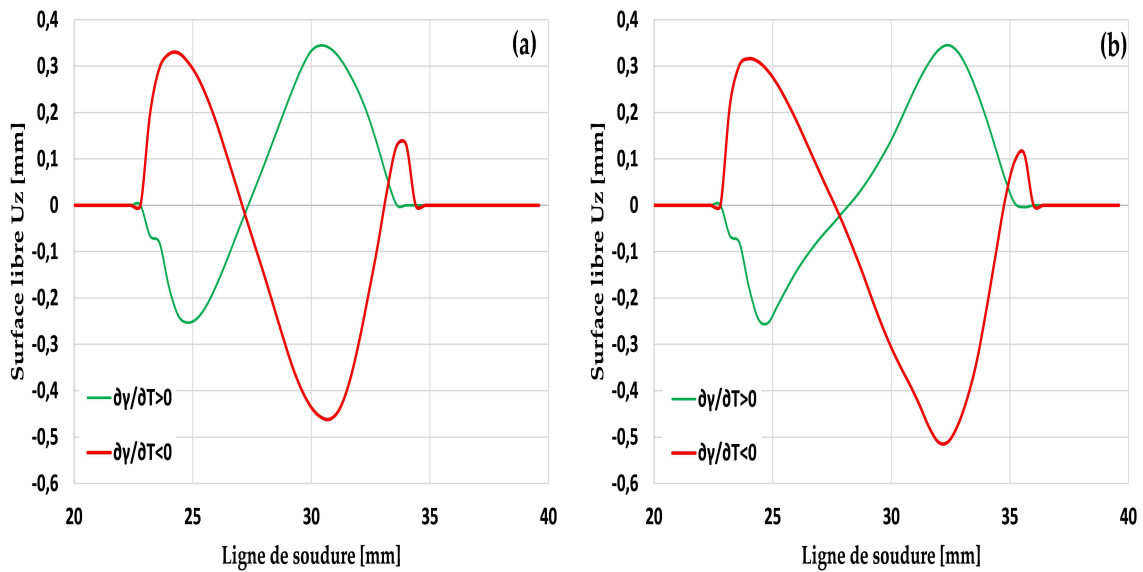


FIGURE 4.15 – Influence du signe du gradient de la tension de surface sur l'évolution de la surface libre le long de la ligne de soudure : (a) $t = 0,6 s$; (b) $t = 0,8 s$.

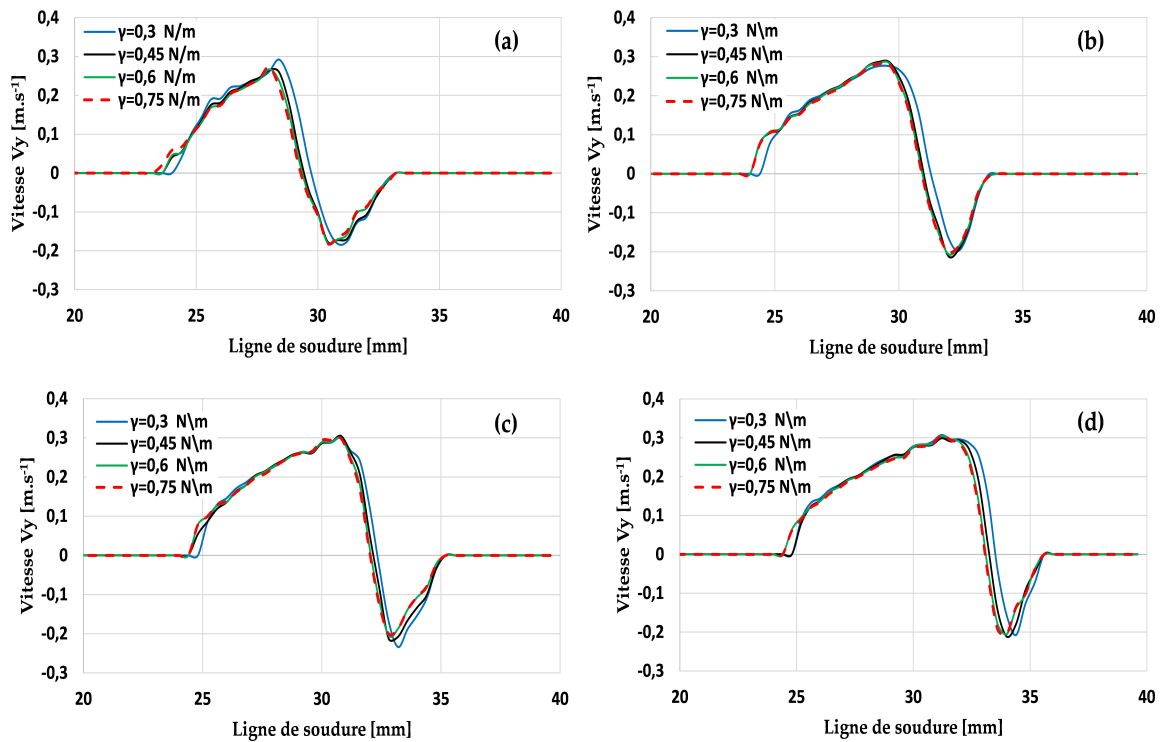


FIGURE 4.16 – Influence de la tension de surface sur la vitesse d'écoulement V_y le long de la ligne de soudure : (a) $t = 0,5 s$; (b) $t = 0,6 s$; (c) $t = 0,7 s$; (d) $t = 0,8 s$.

4.2. Simulation numérique de soudage laser

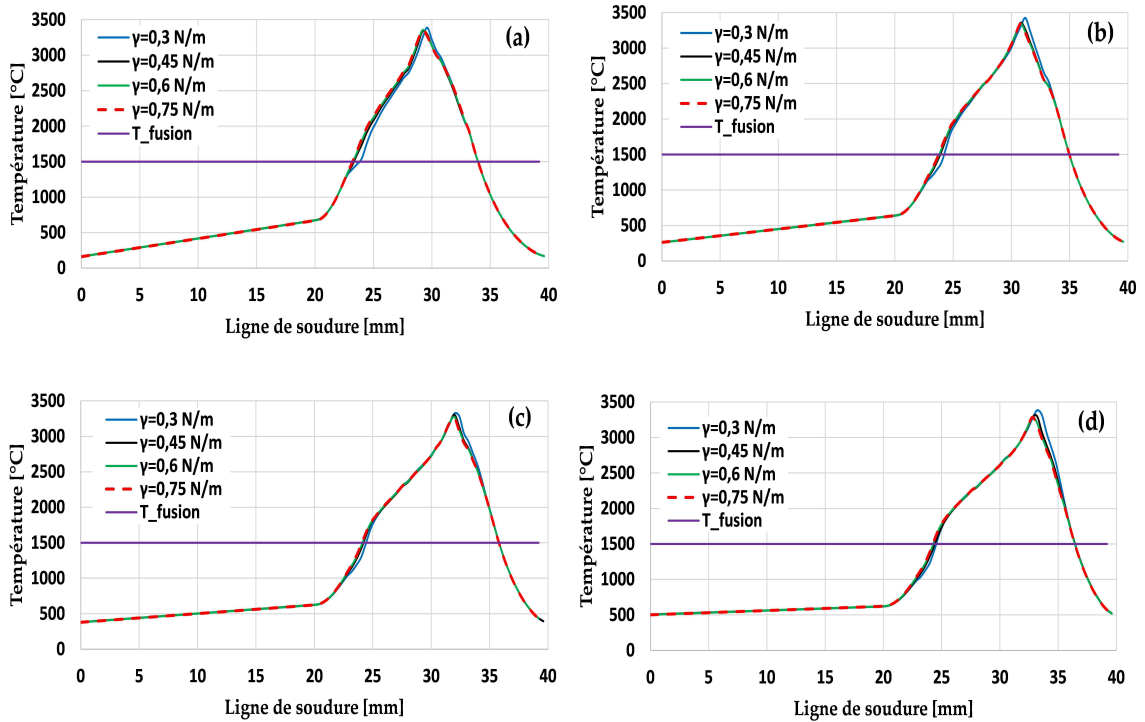


FIGURE 4.17 – Influence de la tension de surface sur la température le long de la ligne de soudure : (a) $t = 0,5 s$; (b) $t = 0,6 s$; (c) $t = 0,7 s$; (d) $t = 0,8 s$.

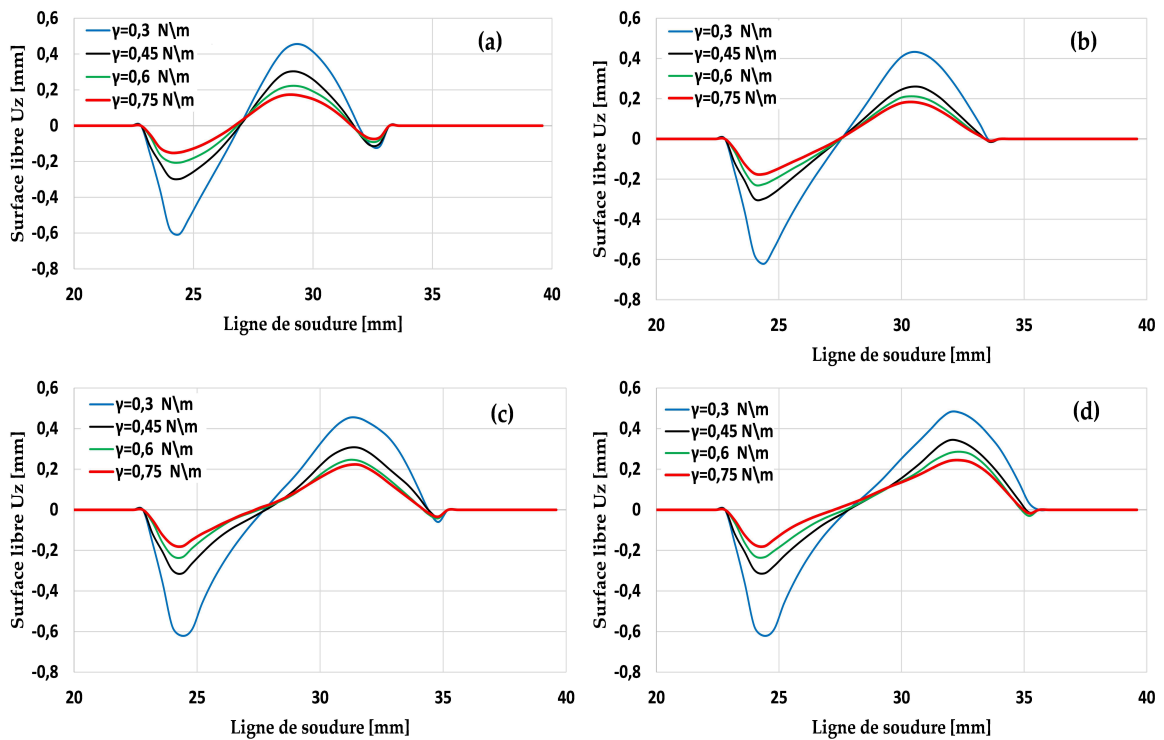


FIGURE 4.18 – Influence de la tension de surface sur de la surface libre le long de la ligne de soudure : (a) $t = 0,5 s$; (b) $t = 0,6 s$; (c) $t = 0,7 s$; (d) $t = 0,8 s$.

Cette baisse est due au transfert par convection généré par les écoulements dans le bain fondu. Nous notons aussi que la température maximale est très élevée (environ 3200 °C) par rapport à celle d'un procédé de soudage (l'objectif ici est d'avoir une grande zone fondue).

- **Champ de vitesse** : La vitesse maximale est d'environ $0,3 \text{ m.s}^{-1}$. Cette valeur coïncide avec les valeurs trouvées dans la littérature [1]. La vitesse d'écoulement est engendrée principalement par l'effet Marangoni qui est dominant dans ce type de procédé. En effet, la vitesse générée par la flottabilité est de l'ordre de $0,03 \text{ m.s}^{-1}$. Elle est donc dix fois inférieure à celle engendrée par l'effet Marangoni. La direction de vitesse d'écoulement (figures 4.4-4.7) montre bien qu'un gradient positif de la tension de surface déplace la matière vers le centre du bain fondu.
- **Surface libre** : Comme le montre la figure 4.8, la surface libre a une forme convexe en dessous de la source de chaleur. Ceci s'explique par le gradient positif de la tension de surface qui entraîne la matière vers le centre du bain fondu. Le déplacement maximal de la surface libre sur la ligne de soudure est d'environ $0,4 \text{ mm}$. Cette valeur est cohérente avec les valeurs trouvées dans la littérature [1].
- **Influence des écoulements du fluide sur l'évolution de la température** : La comparaison des résultats thermiques des deux simulations (thermo-fluide et purement thermique) montre un effet flagrant des écoulements sur l'évolution de la température. Nous constatons une grande chute de la température dans le cas de la simulation thermo-fluide, qui s'explique par le transfert par convection généré par les écoulements dans le bain. En effet, un gradient positif de la tension de surface $\frac{\partial\gamma}{\partial T} > 0$ ramène la matière la moins chaude depuis les bords vers le centre du bain, point où la matière est la plus chaude. Le gradient positif permet ainsi de créer un bain plus profond et moins large. Ainsi, dans notre exemple à $t = 0,6 \text{ s}$, la profondeur du bain atteint 3 mm dans la simulation thermo-fluide tandis qu'elle ne dépasse pas $2,28 \text{ mm}$ dans le cas de la simulation purement thermique.
- **Influence du signe du gradient de la tension de surface** : La comparaison des résultats thermo-fluides des deux simulations, une avec un gradient positif $\frac{\partial\gamma}{\partial T} > 0$ et une autre avec un gradient négatif $\frac{\partial\gamma}{\partial T} < 0$, montre une grande influence du signe du gradient sur le champ de vitesse d'écoulement et par conséquent sur le champ de température et sur la morphologie du bain fondu. La figure 4.11 montre bien que contrairement au gradient positif, le gradient négatif entraîne la matière du centre vers l'extrémité du bain. Ceci explique la grande différence au niveau de la taille du bain dans les deux cas. Le bain est plus long et moins profond dans le cas du gradient négatif. Ainsi, à l'instant $t = 0,6 \text{ s}$, la profondeur du bain est d'environ $2,15 \text{ mm}$ dans le cas de $\frac{\partial\gamma}{\partial T} < 0$, tandis que la profondeur atteint 3 mm dans le cas de $\frac{\partial\gamma}{\partial T} > 0$. La largeur est égale à $12,32 \text{ mm}$ au même instant pour $\frac{\partial\gamma}{\partial T} < 0$, alors qu'elle est d'environ $11,41 \text{ mm}$ avec $\frac{\partial\gamma}{\partial T} > 0$. La figure 4.12 montre un grand écart au niveau de la valeur maximale de la vitesse V_y dans les deux cas. Une vitesse maximale de l'ordre de $0,3 \text{ m.s}^{-1}$ a été trouvée

pour $\frac{\partial\gamma}{\partial T} > 0$, tandis que la vitesse maximale est d'environ $0,1 \text{ m.s}^{-1}$ avec $\frac{\partial\gamma}{\partial T} < 0$. Cet écart s'explique par le fait que la matière entraînée vers le centre se prolonge à l'intérieur du bain en conservant sa vitesse initiale engendrée par un gradient positif. En revanche, dans le cas du gradient négatif, seules les vitesses V_x et V_y sont affectées par l'effet Marangoni. La vitesse verticale V_z à l'intérieur du bain n'est due qu'à la flottabilité.

Nous constatons aussi que la surface libre change de forme en fonction du signe du gradient. La figure 4.15 montre que contrairement au cas du gradient positif, la surface libre a une forme concave en dessous de la source de chaleur. Ceci s'explique par la direction de la vitesse d'écoulement.

Comme le montre la figure 4.13, la température dépend aussi du signe du gradient de la tension de surface. La température maximale est moins élevée dans le cas $\frac{\partial\gamma}{\partial T} < 0$.

- **Influence de l'effet normal de la tension de surface** : Les résultats donnés par la figure 4.16 montrent que contrairement à l'effet Marangoni, l'effet normal de la tension de surface n'a pas une grande influence sur la vitesse d'écoulement. Les résultats de $\gamma = 0,3 \text{ N.m}^{-1}$ sont légèrement différents de ceux obtenus avec d'autres valeurs de la tension de surface. L'écart maximal entre les résultats de $\gamma = 0,3 \text{ N.m}^{-1}$ et les autres résultats est d'environ 6%. Comme la vitesse, la température est peu sensible à la valeur de la tension de surface (figure 4.17). Un écart maximal de moins 50°C a été trouvé. Contrairement à la vitesse et la température, la surface libre est très sensible à la valeur de la tension de surface. L'écart maximal atteint 58%. Le déplacement maximal de la surface libre (environ $0,42 \text{ mm}$) est trouvé pour $\gamma = 0,3 \text{ N.m}^{-1}$. Ce déplacement diminue lorsque la tension de surface augmente. Cette grande influence de la valeur de la tension de surface sur l'évolution de la surface libre est bien attendue. En effet, il existe une relation entre γ et le rayon de courbure de la surface libre [80]. Cette relation justifie l'augmentation de ce rayon lorsque γ diminue.

4.2.6 Étude de sensibilité

Au cours d'une simulation numérique, plusieurs paramètres numériques peuvent affecter les résultats. Parmi ces paramètres, nous citons surtout la taille des éléments finis et le pas de temps du calcul qui doivent être optimisés afin d'obtenir de bons résultats dans un temps du calcul le plus court possible.

Dans cette section, nous étudions la sensibilité des résultats du modèle fluide à la taille des éléments finis et au pas de temps.

4.2.6.1 La taille des éléments finis

Dans cette partie, une étude de sensibilité de maillage est réalisée. Elle permettra de définir la taille d'éléments dans la zone fondue en regard des temps de calcul et de la qualité des résultats. Pour ce faire, quatre tailles d'éléments de $200\mu\text{m}$ à $800\mu\text{m}$ sont

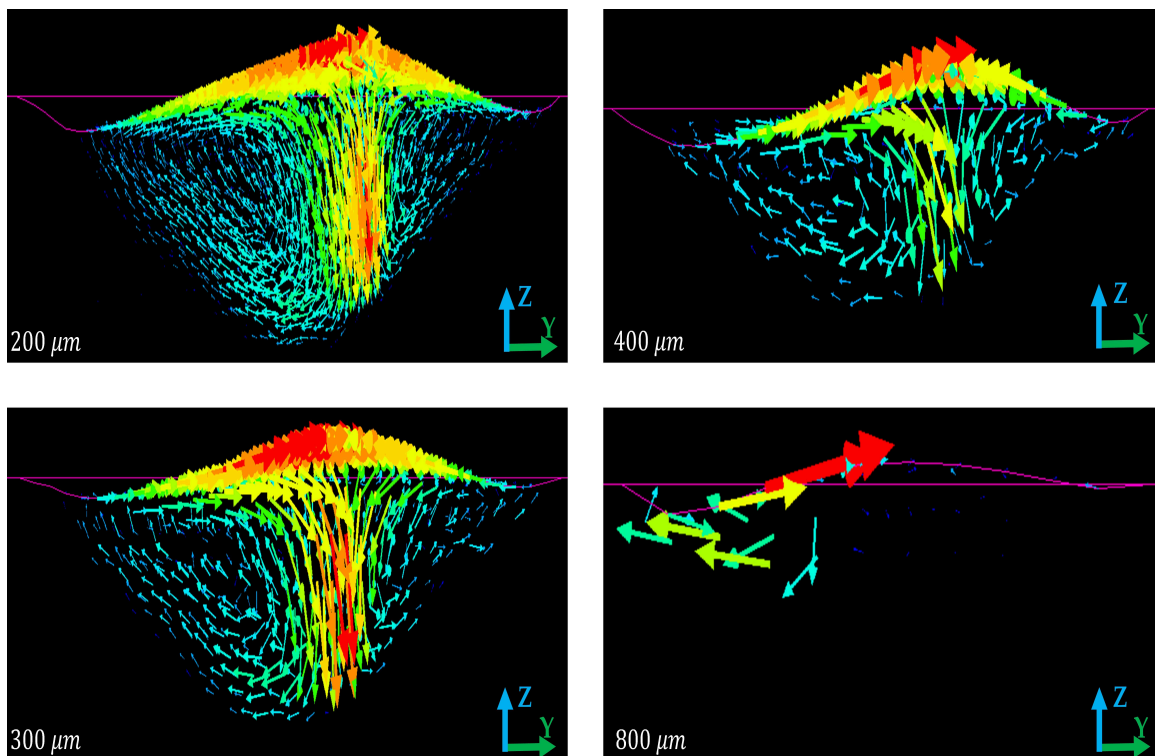


FIGURE 4.19 – Champ de vitesse d'écoulements du fluide pour différentes tailles d'éléments à $t = 0,55 s$.

considérées. Nous précisons que, un pas de temps de $0,2 ms$ est utilisé au cours de cette étude.

La figure 4.19 montre l'influence de la taille d'éléments sur les écoulements du fluide dans le bain. La figure 4.20 présente l'effet de cette taille sur la composante Y de la vitesse d'écoulement dans la zone fondue. Les figures 4.21 et 4.22 montrent respectivement l'influence de la taille d'éléments sur l'évolution de la température et la composante Z du déplacement de la surface libre.

4.2.6.2 Le pas de temps

Le pas de temps joue un rôle important au cours d'une simulation numérique. Dans notre cas, il est d'autant plus important que dans la formulation fluide certains termes sont considérés à l'instant t plutôt que l'instant $t + \Delta t$ (termes d'advection).

Dans cette section, une étude de l'effet du pas de temps sur la qualité des résultats est réalisée. Elle consiste à comparer les résultats des trois pas du temps : $0,1 ms$, $0,2 ms$ et $0,4 ms$. Nous précisons que les pas de temps supérieurs à $0,4 ms$ ne permettent pas de d'obtenir des résultats cohérents. Un maillage avec une taille des éléments finis de $400 \mu m$ est utilisé au cours de cette étude afin de minimiser le temps du calcul.

Les figures 4.23, 4.24 et 4.25 montrent respectivement l'influence du pas de temps sur le champ de vitesse V_y , sur l'évolution de la température et sur le déplacement de la surface libre U_z .

4.2. Simulation numérique de soudage laser

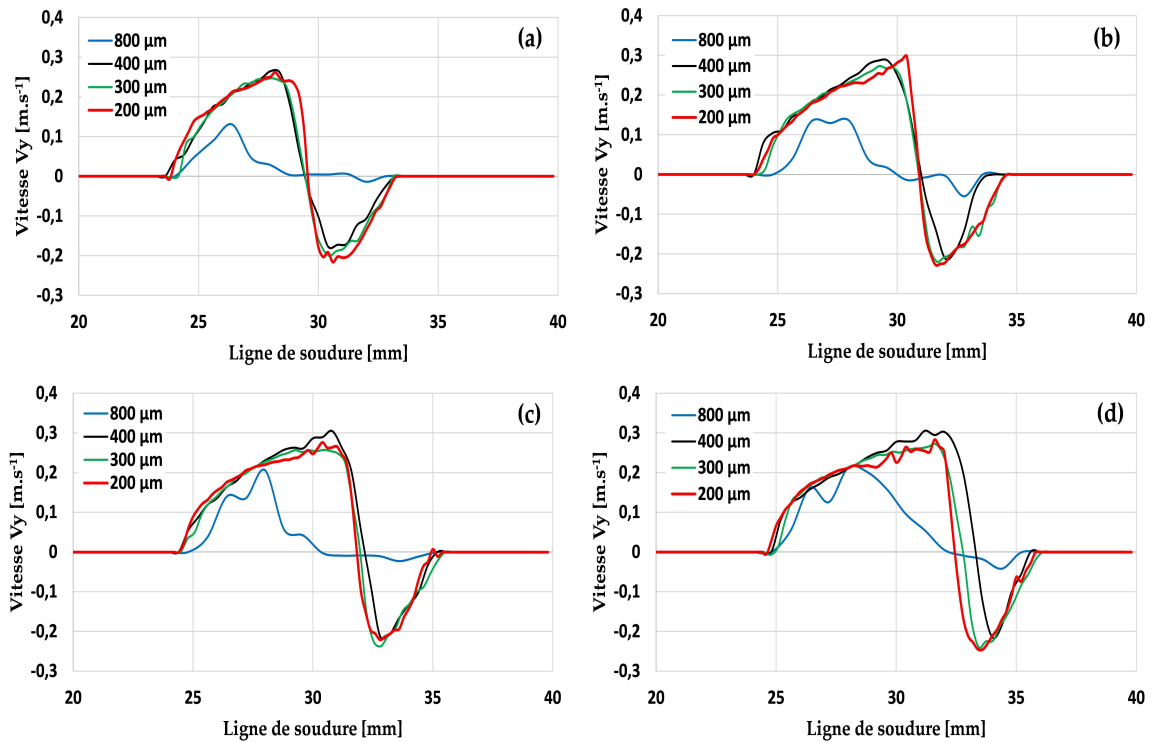


FIGURE 4.20 – Influence de la taille d’éléments sur la vitesse d’écoulement V_y le long de la ligne de soudure : (a) $t = 0,5$ s ; (b) $t = 0,6$ s ; (c) $t = 0,7$ s ; (d) $t = 0,8$ s.

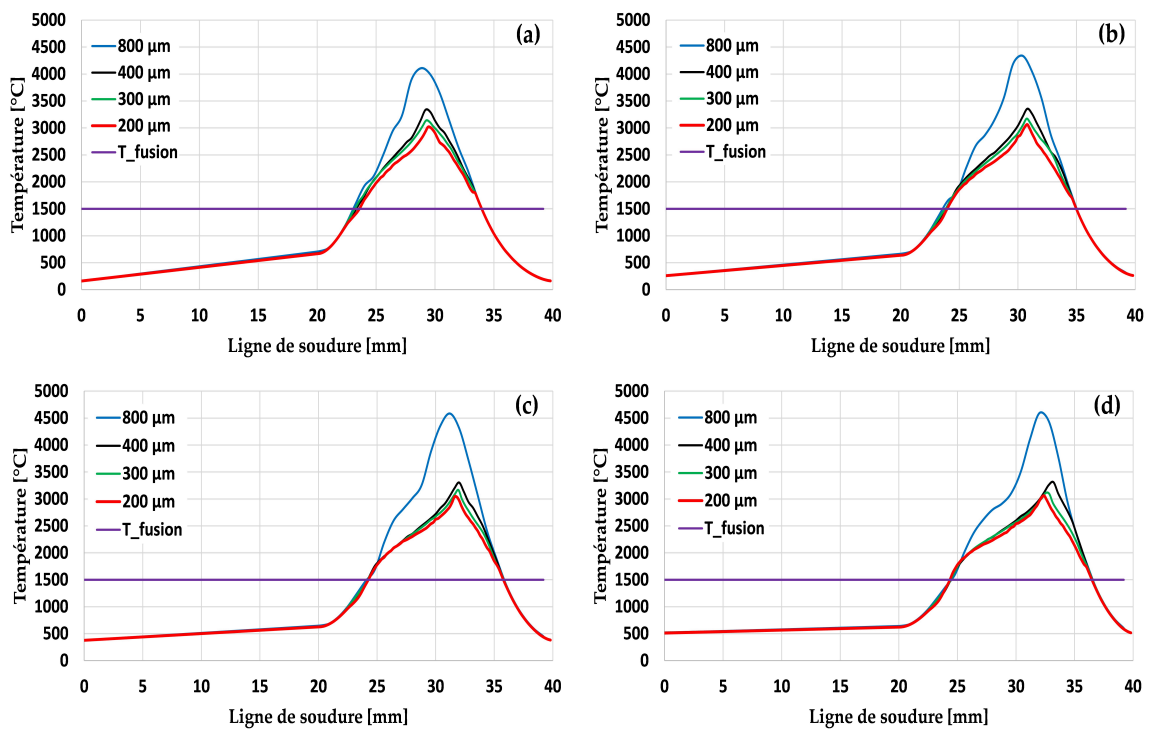


FIGURE 4.21 – Influence de la taille d’éléments sur la température le long de la ligne de soudure : (a) $t = 0,5$ s ; (b) $t = 0,6$ s ; (c) $t = 0,7$ s ; (d) $t = 0,8$ s.

4. APPLICATION : SIMULATIONS NUMÉRIQUES DE SOUDAGE LASER ET DE FUSION D'UN LIT DE POUDRE

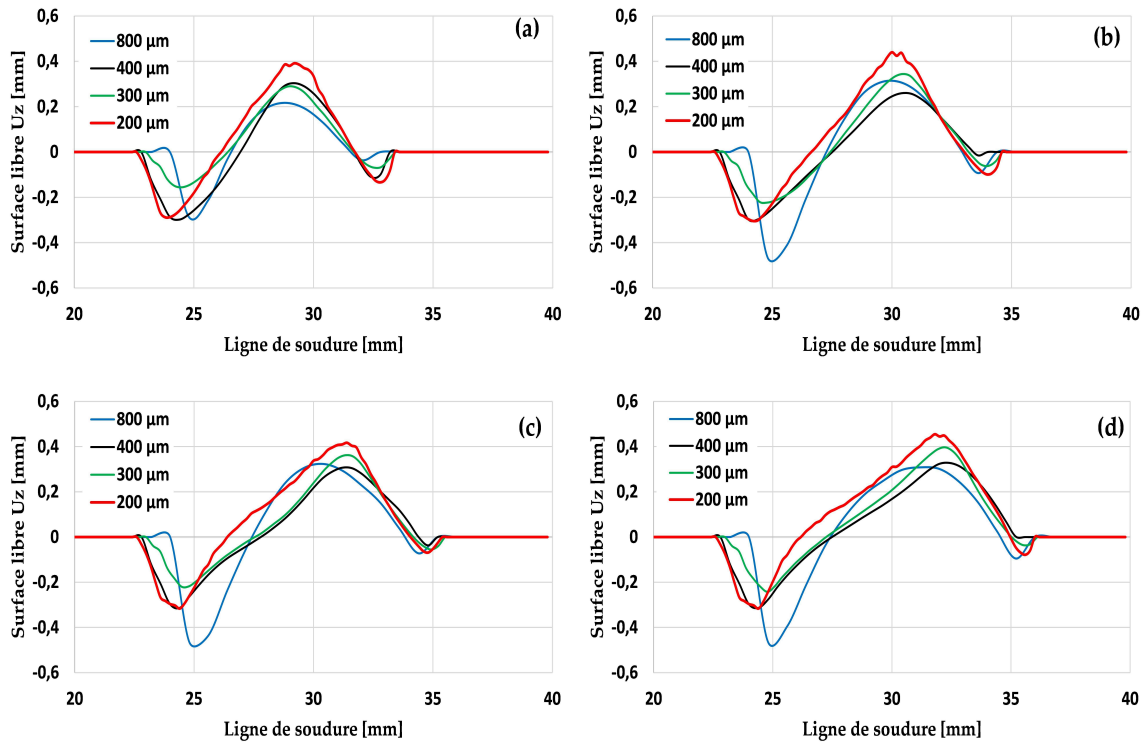


FIGURE 4.22 – Influence de la taille d'éléments sur la surface libre le long de la ligne de soudure : (a) $t = 0,5 s$; (b) $t = 0,6 s$; (c) $t = 0,7 s$; (d) $t = 0,8 s$.

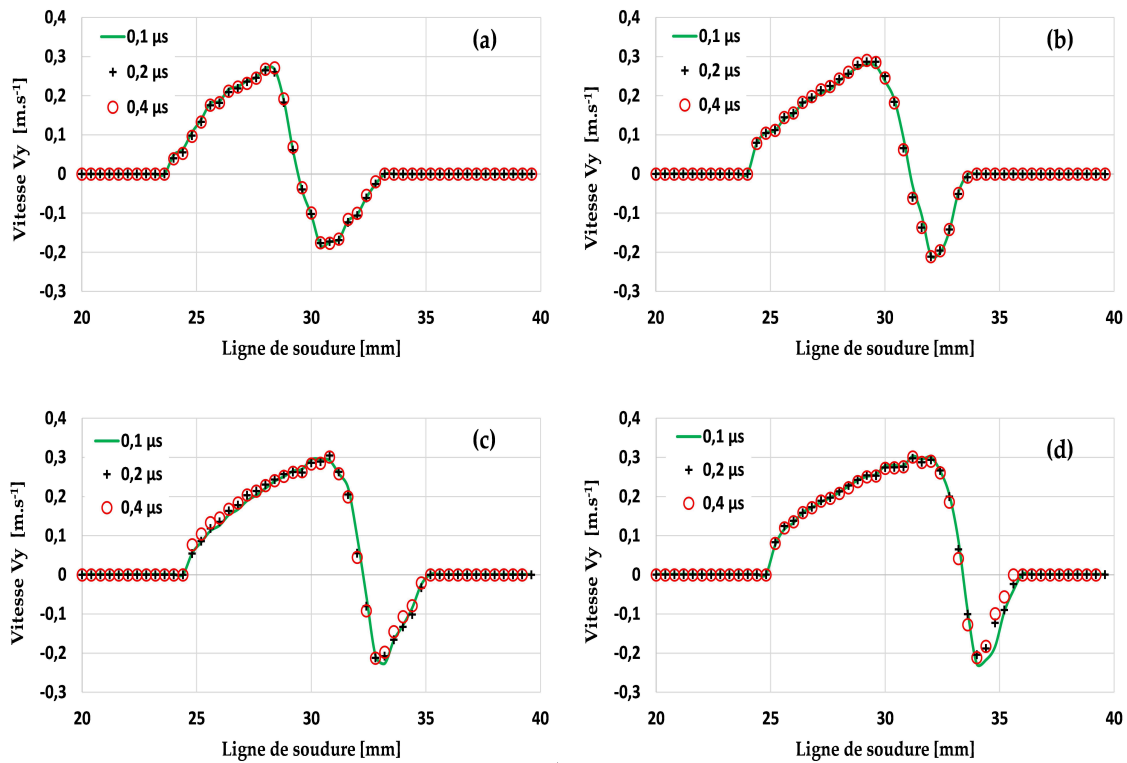


FIGURE 4.23 – Influence du pas de temps sur la vitesse d'écoulement V_y le long de la ligne de soudure : (a) $t = 0,5 s$; (b) $t = 0,6 s$; (c) $t = 0,7 s$; (d) $t = 0,8 s$.

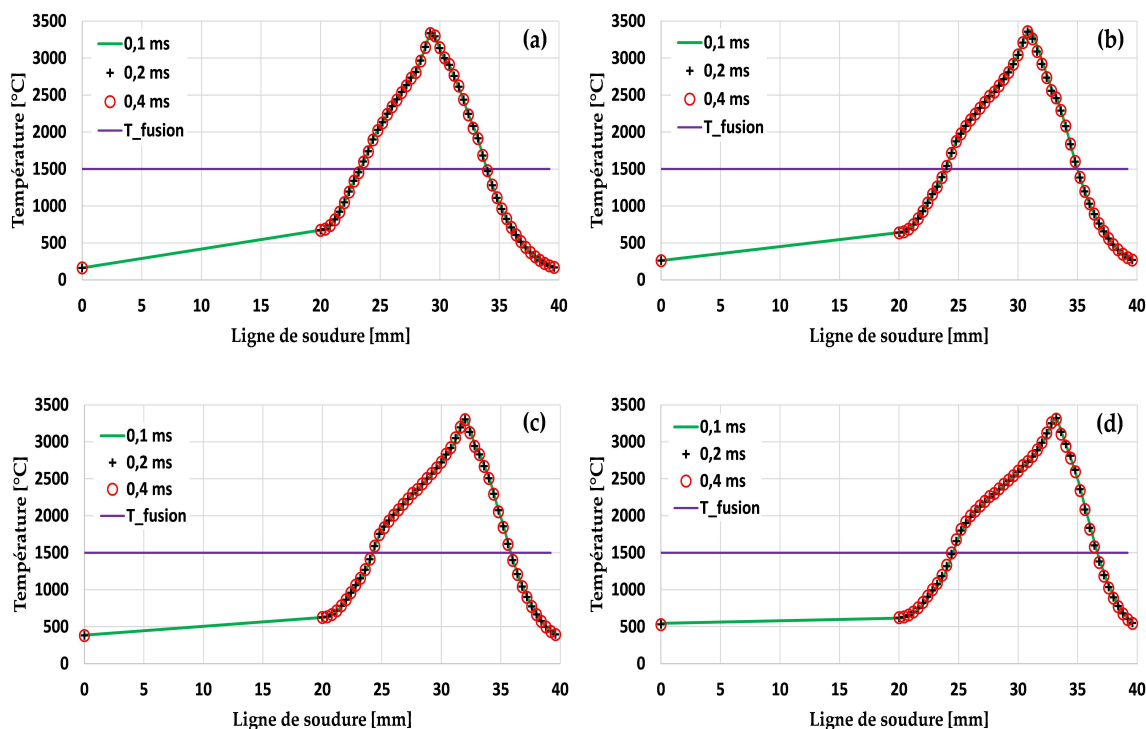


FIGURE 4.24 – Influence du pas de temps sur la température le long de la ligne de soudure : (a) $t = 0,5 s$; (b) $t = 0,6 s$; (c) $t = 0,7 s$; (d) $t = 0,8 s$.

Commentaires

Taille des éléments finis :

- Vitesse d'écoulement : La figure 4.19 montre qu'à partir d'une taille d'éléments de $400 \mu m$, les écoulements dans le bain peuvent être simulés. Cette taille est supérieure à celle couramment utilisée dans la littérature (entre 30 et $100 \mu m$). La figure 4.20 montre que des tailles de $400 \mu m$, $300 \mu m$ et $200 \mu m$ donnent presque les mêmes valeurs de vitesse d'écoulement tout le long du calcul. Nous constatons qu'une taille de $800 \mu m$ est trop importante pour activer les écoulements et donner des résultats de vitesse stables.
- Température : Les résultats thermiques (figure 4.21) confirment qu'une taille de maille de $800 \mu m$ n'est pas suffisante pour garantir la stabilité des résultats. En revanche, les résultats commencent à se stabiliser à partir d'une taille de $400 \mu m$. L'écart maximal est d'environ $300 \text{ }^\circ C$ entre les résultats thermiques des tailles de $400 \mu m$ et $200 \mu m$. Cet écart atteint environ $100 \text{ }^\circ C$ pour la comparaison des températures des tailles de $300 \mu m$ et $200 \mu m$.
- Surface libre : Comme la vitesse et la température, la surface libre se stabilise à partir d'une taille de $400 \mu m$.

Pas de temps :

- Vitesse d'écoulement : La figure 4.23 montre que les résultats de la vitesse d'écoulement sont peu sensibles au pas de temps. Un écart maximal de moins 1% a été trouvé en comparant les résultats des trois pas de temps choisis ($0,4$, $0,2$ et $0,1 ms$). Ce faible écart confirme la robustesse de notre formulation du problème fluide. En

4. APPLICATION : SIMULATIONS NUMÉRIQUES DE SOUDAGE LASER ET DE FUSION D'UN LIT DE POUDRE

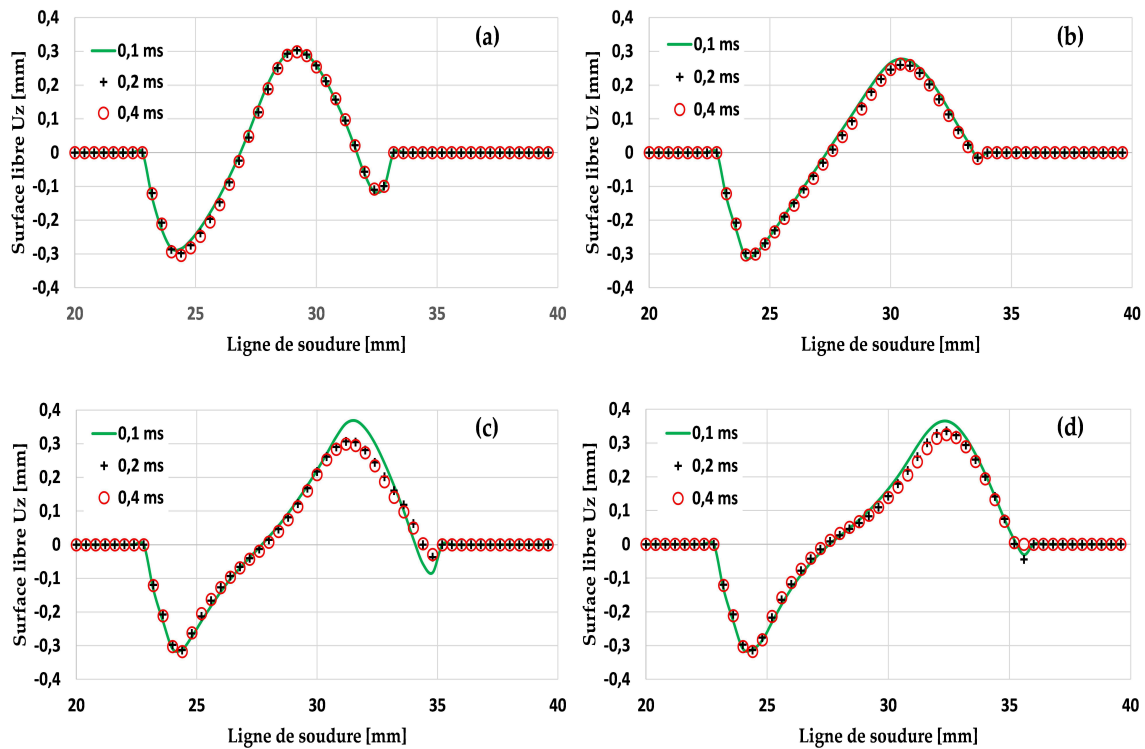


FIGURE 4.25 – Influence du pas de temps sur la surface libre le long de la ligne de soudure : (a) $t = 0,5 s$; (b) $t = 0,6 s$; (c) $t = 0,7 s$; (d) $t = 0,8 s$.

effet, la linéarisation du terme de convection ($\text{grad}\mathbf{v}\cdot\mathbf{v}^t$) qui a été utilisée pour l'intégration temporelle des équations 2.17 permet de simplifier le problème fluide tout en garantissant une bonne qualité des résultats.

- Température : Comme nous montre la figure 4.24, la température est également très peu sensible au pas de temps.
- Surface libre : Nous constatons que la surface libre est plus sensible au pas de temps que le champ de température et le champ de vitesse. L'écart maximal est moins de 1% aux instants $t = 0,5$ et $t = 0,6 s$. Cet écart augmente à l'instant $t = 0,7 s$ pour atteindre environ 16%. En revanche, à $t = 0,8 s$, il descend à 5%. Ceci nous confirme que cet écart n'augmente pas au cours du temps.

4.2.7 Effet du couplage fluide/solide

4.2.7.1 Modèle numérique

Dans cette section, nous étudierons l'effet du couplage fluide/solide sur les résultats thermo-fluides (vitesse d'écoulement et morphologie du bain fondu). Pour ce faire, nous réalisons deux simulations :

- Simulation thermo-fluide-mécanique en utilisant un couplage faible A : elle consiste à prendre en compte les écoulements du fluide, mais il néglige l'interaction entre les écoulements du fluide et les déformations du solide.
- Simulation thermo-fluide-mécanique en utilisant notre stratégie de couplage B

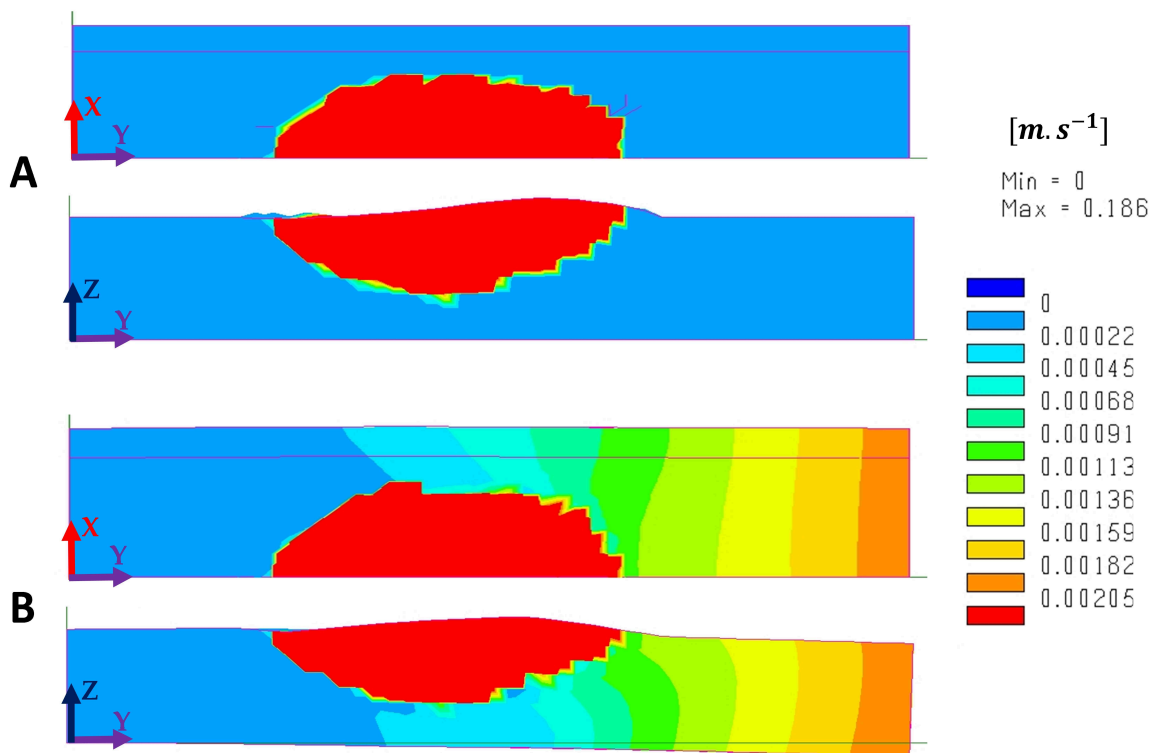


FIGURE 4.26 – Vitesse d'écoulement pour les deux simulations (A et B) à $t = 0,7s$.

(chapitre 3) : durant cette simulation les écoulements du fluide ainsi que l'interaction fluide/solide sont pris en compte.

Pour la simulation thermo-fluide, nous utilisons le modèle donné à la section 4.2.1. Seule, la puissance des sources de chaleur a été modifiée afin de réduire la température maximale. Pour la simulation mécanique, un comportement élasto-plastique avec un écrouissage isotrope est utilisé (Annexe A) pour les deux simulations A et B. Les conditions aux limites mécaniques sont les suivantes :

- $U_x = 0$ dans le plan de symétrie.
- Un encastrement sur le coté droit de la pièce.

Nous notons que le temps de calcul est de $1,5s$: $0,8s$ de chauffe et $0,7s$ de refroidissement. L'élément tétraédrique linéaire P1/P1 est utilisé en mécanique pour les deux simulations.

4.2.7.2 Résultats

Les figures 4.26 et 4.27 illustrent l'évolution de la vitesse d'écoulement pour les deux simulations A et B. L'effet du couplage fluide/solide sur l'évolution de la surface libre est donné par la figure 4.28. Les figures 4.29 et 4.30 montrent l'évolution de la norme du déplacement au cours de la simulation B à deux instants. Les distributions des contraintes de von Mises et de contrainte traverse σ_{11} sont données respectivement par les figures 4.31 et 4.32.

4. APPLICATION : SIMULATIONS NUMÉRIQUES DE SOUDAGE LASER ET DE FUSION D'UN LIT DE POUDRE

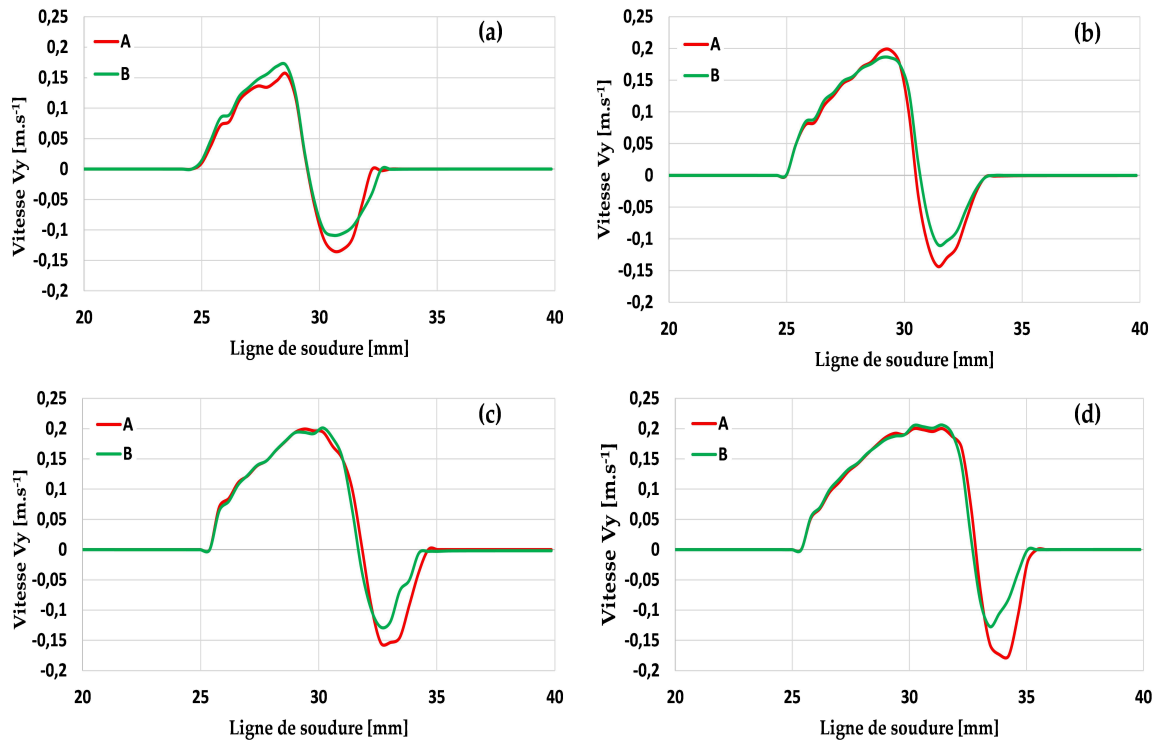


FIGURE 4.27 – Effet de couplage fluide/solide sur la vitesse d'écoulement dans le bain fondu le long de la ligne de soudure : (a) $t = 0,5 s$; (b) $t = 0,6 s$; (c) $t = 0,7 s$; (d) $t = 0,8 s$.

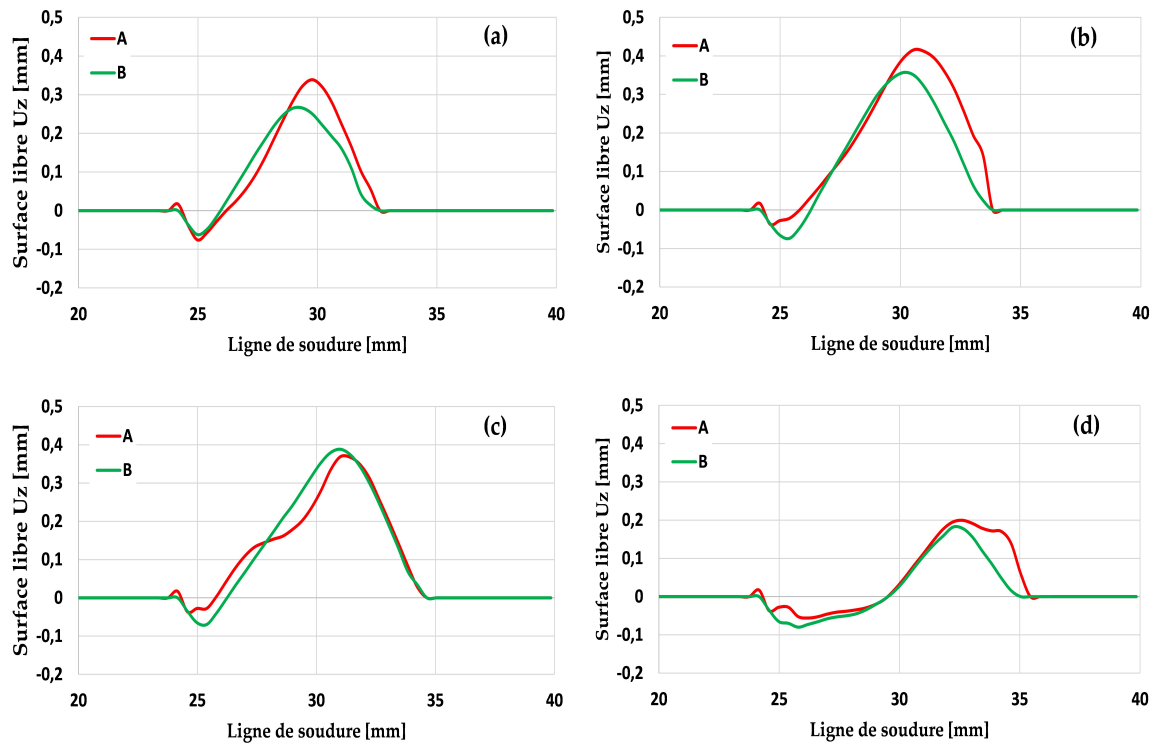


FIGURE 4.28 – Effet de couplage fluide/solide sur la surface libre le long de la ligne de soudure : (a) $t = 0,5 s$; (b) $t = 0,6 s$; (c) $t = 0,7 s$; (d) $t = 0,8 s$.

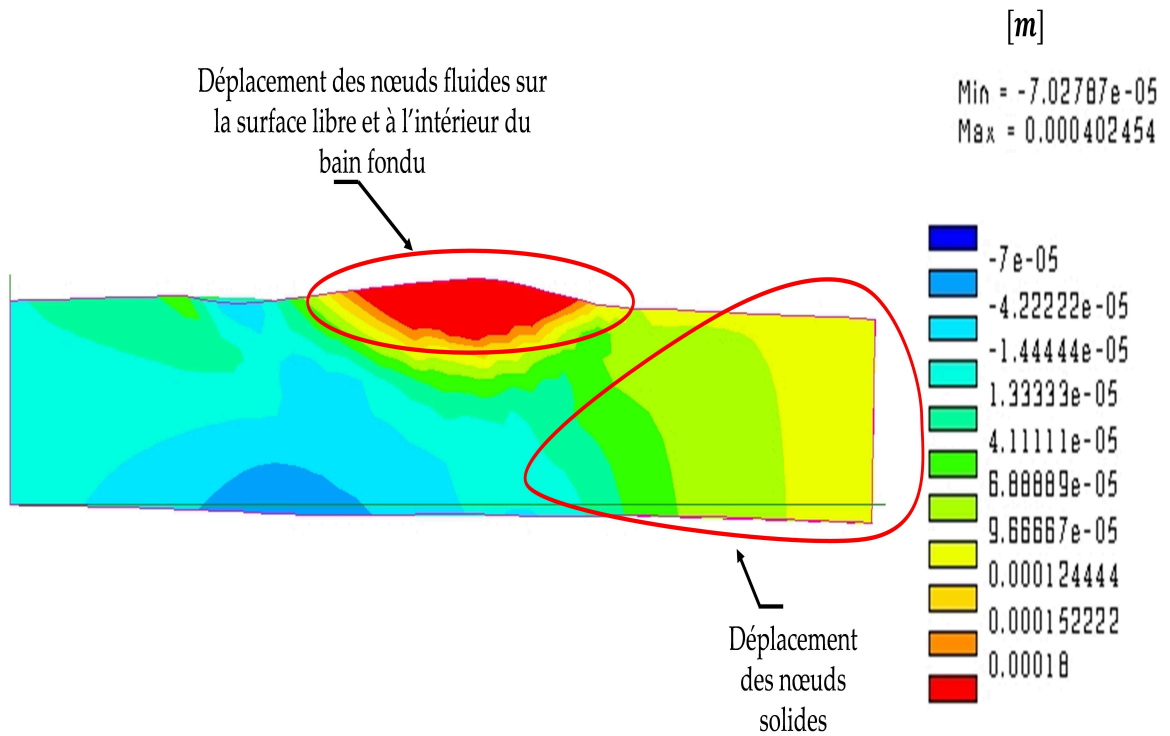


FIGURE 4.29 – Distribution de la norme du déplacement au cours de la simulation B à $t = 0,7 s$ (YZ).

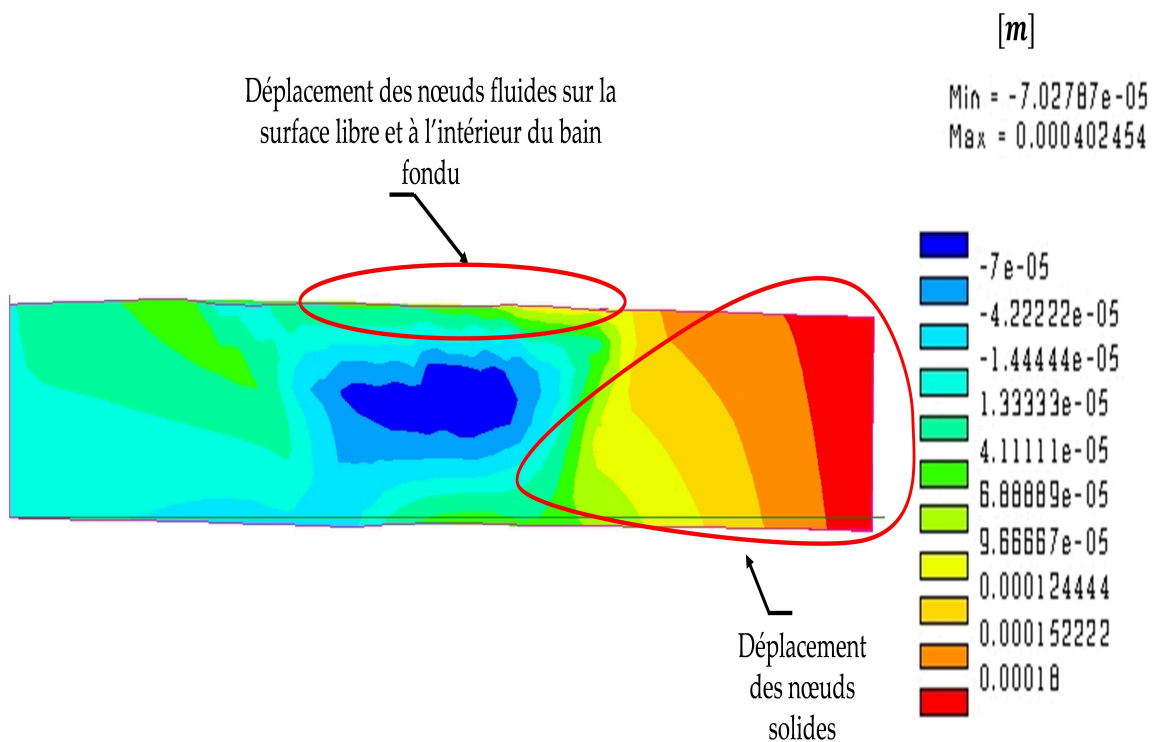


FIGURE 4.30 – Distribution de la norme du déplacement au cours de la simulation B à $t = 1,5 s$ (YZ).

4. APPLICATION : SIMULATIONS NUMÉRIQUES DE SOUDAGE LASER ET DE FUSION D'UN LIT DE POUDRE

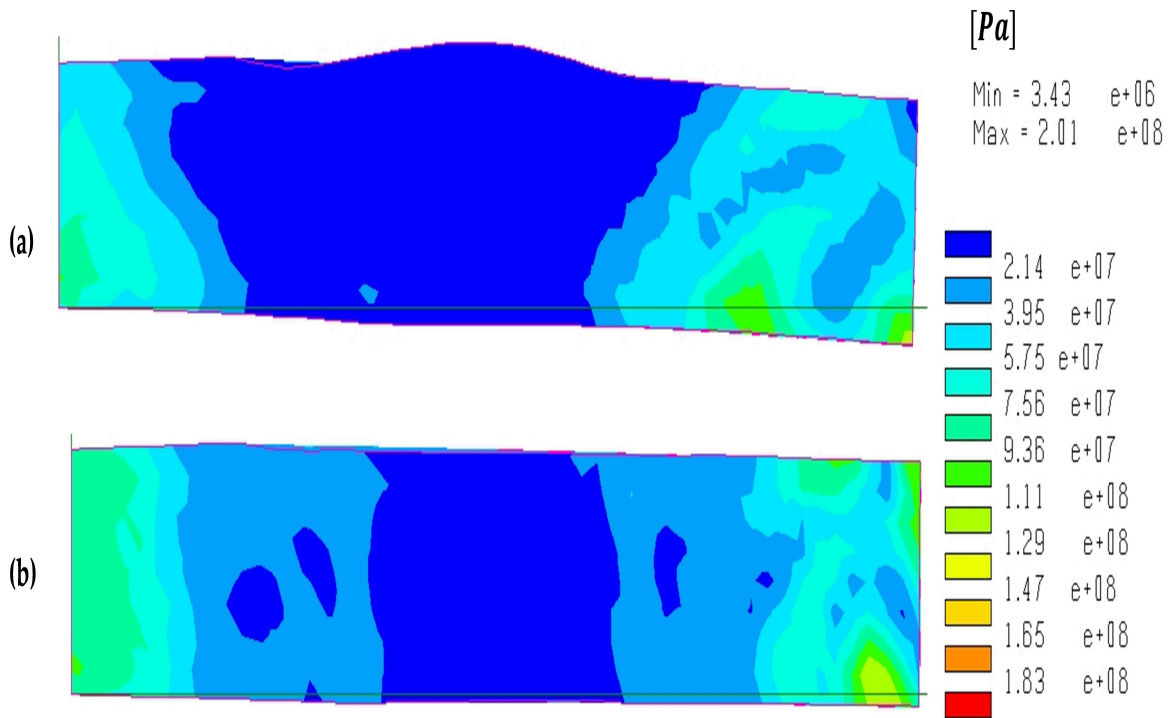


FIGURE 4.31 – La distribution des contraintes de von Mises au cours de la stratégie B : (a) $t = 0,8 s$; (b) $t = 1,5 s$ (YZ).

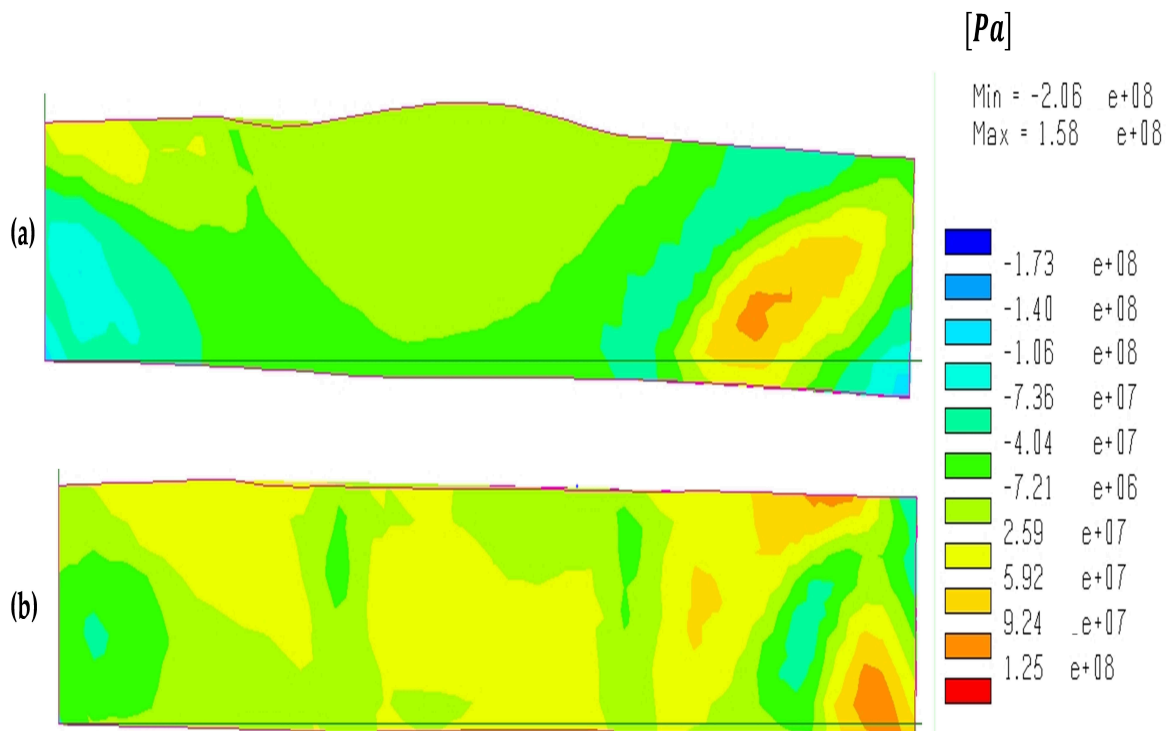


FIGURE 4.32 – La distribution de la contrainte σ_{11} au cours de la stratégie B : (a) $t = 0,8 s$; (b) $t = 1,5 s$ (YZ).

Commentaires

- **Vitesse d'écoulement** : La figure 4.26 résume la différence entre les deux stratégies de couplage fluide/solide A et B. Le premier point de différence est la prise en compte de l'effet des déformations du solide sur les écoulements du fluide. Cet effet est considéré durant la simulation B en imposant les vitesses solides pour la simulation thermo-fluide. C'est pour cela que nous trouvons des vitesses d'écoulement en dehors de la zone fondue (les vitesses solides) de la simulation B (figure 4.26). Ces vitesses solides sont de l'ordre de $0,002 \text{ m.s}^{-1}$, elles restent très basses par rapport aux vitesses fluides (100 fois inférieures). Au cours de la simulation A, l'interaction fluide/solide est négligée. Ainsi, les vitesses d'écoulement ne sont que dans la zone fondue. Elles sont induites par les moteurs d'écoulement dans le bain fondu (des vitesses de l'ordre de $0,2 \text{ m.s}^{-1}$). Le deuxième point de différence est l'actualisation du maillage en prenant compte les déplacements des nœuds solides. Comme nous montre la figure 4.26, la stratégie B permet d'actualiser le maillage en se reposant sur les déplacements des nœuds fluides (y compris les nœuds de la surface libre) et des nœuds solides (y compris les nœuds pâteux). Dans le cas A, seuls les déplacements des nœuds fluides sont pris en compte pour l'actualisation du maillage.
La figure 4.27 nous illustre l'évolution de la vitesse d'écoulement du fluide à différents instants au cours des simulations A et B. Nous remarquons que les déformations du solide (les vitesses solides imposées) affectent les vitesses d'écoulement dans le bain de soudage. Les vitesses d'écoulement de la simulation B sont inférieures à celles de la simulation A. Un écart maximal de l'ordre de 28 % est trouvé.
- **Surface libre** : Les résultats donnés par la figure 4.28 montrent que le couplage fluide/solide a des effets sur l'évolution de la surface libre et donc sur la morphologie du bain de soudage. Un écart maximal d'environ 15 % est trouvé. Ceci peut être expliqué par le fait que le déplacement de la surface libre est calculé à partir des vitesses d'écoulement de cette surface. Ces dernières sont sensibles au couplage fluide/solide (figure 4.27).
- **Déplacements** : La figure 4.29 présente l'évolution des déplacements des différents nœuds (fluide et solide) à l'instant $t = 0,7 \text{ s}$ de la simulation B. À cet instant (encore dans la phase de chauffe), les déplacements des nœuds fluides (y compris les nœuds de la surface libre) sont dominants. À l'instant $t = 1,5 \text{ s}$, la température maximale est inférieure à la température de fusion. Ainsi, les déplacements des nœuds solides deviennent dominants (figure 4.30).
- **Contraintes** : Les résultats des contraintes de von Mises et de σ_{11} issus de la simulation B, sont donnés respectivement par les figures 4.31 et 4.32. Ces résultats montrent que notre stratégie de couplage B permet de donner des bons résultats mécaniques.

4.3 PREMIÈRE APPROCHE POUR LA SIMULATION NUMÉRIQUE DE LA FUSION D'UN LIT DE POUDRE

4.3.1 Introduction

Dans cette section, nous illustrons quelques phénomènes physiques liés à la fusion d'une couche de poudre. Les étapes de la mise en œuvre de l'approche proposée sont détaillées. Une simulation numérique de la formation d'un cordon après la fusion d'une couche de poudre métallique en 316L est réalisée à la fin de cette section.

4.3.2 Phénomènes physiques impliqués

Les procédés de fabrication additive qui reposent sur la fusion d'un lit de poudre (fusion sélective par laser, frittage sélectif par laser...) sont des procédés thermomécaniques qui partagent plusieurs phénomènes physiques (cycle thermique, formation de zone fondue, transformation métallurgique...) avec les techniques de soudage (chapitre 1). En revanche, ils diffèrent par quelques points. Ainsi, au cours de ces procédés, la matière à fusionner est un milieu granulaire sous la forme d'une couche de poudre métallique. Cette couche a des propriétés complètement différentes de celles d'une pièce à souder (milieu continu) :

- La masse volumique : pour le même matériau, la couche de poudre est un milieu granulaire qui possède une masse volumique inférieure à celle d'un milieu compact (pièce solide). Cette différence est liée à la porosité élevée dans une couche de poudre. La porosité diminue puis disparaît après fusion de la couche de poudre ce qui conduit à une augmentation de masse volumique et à un retrait de la couche (figure 4.33).
- La conductivité thermique : à cause de sa porosité, la couche de poudre a une conductivité thermique plus faible que celle d'une pièce solide du même matériau.
- Chaleur spécifique : en raison de sa porosité, une couche de poudre a une chaleur spécifique différente de celle d'une pièce solide du même matériau.

La prise en compte de ces phénomènes, et surtout le retrait de la couche de poudre dans une simulation numérique de la fusion d'un lit de poudre est nécessaire. La maîtrise du retrait de la couche de poudre peut aider à éviter des défauts de fabrication comme l'apparition des porosités dans les pièces fabriquées. En effet, comme le montrent les figures 4.33 et 4.34, le retrait de la première couche de poudre (épaisseur e) peut entraîner l'augmentation de l'épaisseur de la deuxième couche (épaisseur $e + \Delta e$). Les paramètres de la machine optimisés initialement en fonction d'une couche d'épaisseur e peuvent être insuffisants pour fusionner une couche d'épaisseur $e + \Delta e$. La poudre non fusionnée dans les pièces fabriquées peut générer des porosités qui affecteront la qualité de ces pièces. Les propriétés thermiques d'un matériau comme la conductivité thermique et la chaleur spécifique ont un effet direct sur l'évolution de la température. Donc, bien définir ces propriétés au cours d'une simulation est nécessaire pour garantir de bons résultats thermiques.

4.3. Première approche pour la simulation numérique de la fusion d'un lit de poudre

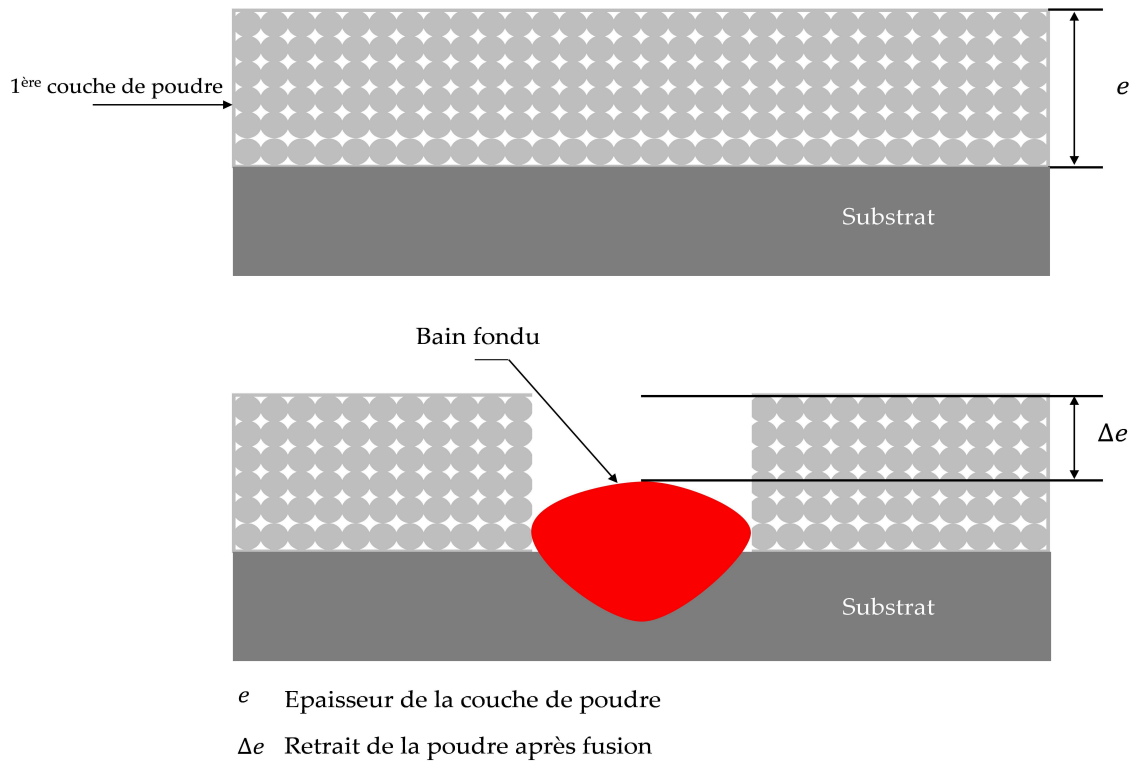


FIGURE 4.33 – Retrait de la couche de poudre après fusion : (a) couche de poudre avant fusion, (b) formation du bain fondu après fusion.

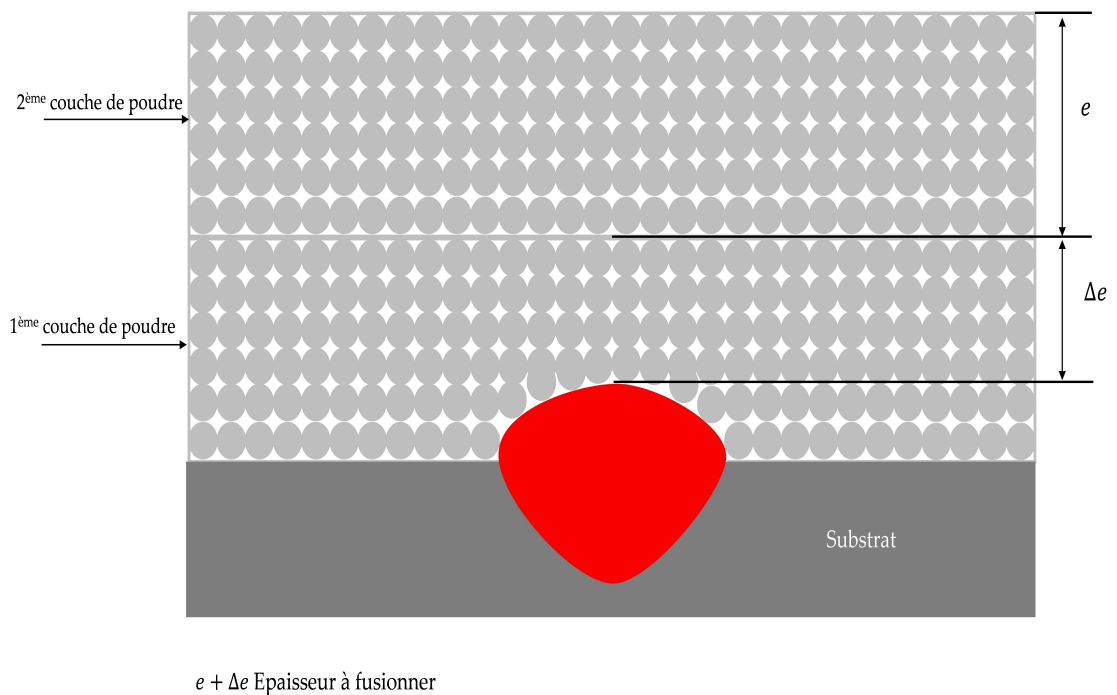


FIGURE 4.34 – Épaisseur de la deuxième couche de poudre.

4.3.3 Stratégie de la simulation du procédé de fusion d'un lit de poudre

Dans cette section, le principe ainsi que les étapes de la mise en œuvre de l'approche proposée sont illustrés.

Le principe de cette approche consiste à supposer que la couche de poudre est un milieu continu qui possède des caractéristiques différentes de celles d'un solide. Ainsi, le matériau est considéré comme une couche de poudre (état 1) avant sa fusion. Une fois la poudre fusionnée, elle devient un matériau compact (état 2) qui possède d'autres caractéristiques.

Les différentes étapes de la mise en œuvre de cette approche sont données par la figure 4.35. Comme le montre cette figure, le maillage initial est supposé être constitué d'une couche de poudre (état 1), qui possède une masse volumique ρ_p , une conductivité thermique λ_p et une chaleur spécifique C_p de poudre. La première étape consiste à commencer par une simulation purement thermique afin d'atteindre la température de fusion du matériau. Ensuite, nous commençons la boucle par un pas de temps du calcul thermo-fluide en activant les écoulements dans le bain fondu. La température et la vitesse d'écoulement sont données comme résultats de ce premier pas de temps. La distribution de cette température est ensuite utilisée comme critère pour définir l'état du matériau (poudre ou compact). Les éléments qui possèdent une température inférieure à la température de solidus $T_{solidus}$ restent en état 1 (poudre). Ainsi, les nœuds avec des températures inférieures à $T_{solidus}$ restent immobiles (nœuds solides). La matière commence à se transformer en état 2 entre T_{sol} et T_{liq} . La fraction de matière transformée en état 2 reste définitivement en état 2. Les propriétés du mélange d'état ρ_m , λ_m et C_m sont calculées en mélangeant les propriétés de chaque état pondérées par la proportion de chacun des états. Ainsi, pour T entre T_{sol} et T_{liq} :

$$\rho_m = X \rho_c + (1 - X) \rho_p \quad (4.4)$$

$$\lambda_m = X \lambda_c + (1 - X) \lambda_p \quad (4.5)$$

$$C_m = X C_c + (1 - X) C_p \quad (4.6)$$

avec $X = \frac{T - T_{sol}}{T_{liq} - T_{sol}}$ est la proportion de l'état 2 ($x = 0$ pour $T \leq T_{sol}$, $x = 1$ pour $T \geq T_{liq}$).

Dans le cas où $T \geq T_{liquidus}$, le matériau passe complètement à l'état 2 en prenant les caractéristiques d'un matériau compact (ρ_c , λ_c et C_c). Par la suite, l'approche ALE est utilisée pour repositionner les nœuds de la surface libre et les nœuds fluides dans le bain fondu. L'approche ALE permet en même temps de tenir compte du déplacement de ces nœuds liés à la variation de la masse volumique en passant de l'état poudre à l'état compact. Cette variation de la masse volumique a été prise en compte dans la section 1.1 au cours de la simulation de soudage (à travers la force de flottabilité). Mais elle est beaucoup plus importante dans le cas de la simulation de la fusion d'un lit de poudre à cause de la grande porosité de la couche de poudre. L'objectif est donc de simuler le phénomène de retrait de la couche de poudre. Enfin, le maillage actualisé tient compte donc des déplacements des nœuds liés aux écoulements du fluide (effet Marangoni et la

4.3. Première approche pour la simulation numérique de la fusion d'un lit de poudre

flottabilité) et aussi à la variation de la masse volumique. Les calculs dans la boucle se poursuivent jusqu'à atteindre le temps final du calcul $t = t_{finale}$.

Cette approche permet donc de simuler la fusion d'un lit de poudre en tenant compte en premier lieu du changement des propriétés du matériau en fonction de son état (poudre ou compact), et en deuxième lieu du retrait de la couche de poudre après sa fusion à travers la variation de la masse volumique.

4.3.4 Simulation numérique de la fusion d'un lit de poudre

4.3.4.1 Modèle numérique

Dans cette section, une simulation thermo-fluide de la fusion d'un lit de poudre est réalisée. Comme le montre la figure 4.36, le maillage est constitué de deux blocs. La partie inférieure (couleur rose) correspond à un substrat en 316L d'une longueur de $8000\mu m$, d'une largeur de $500\mu m$ et d'une hauteur de $500\mu m$. Une couche de poudre en 316L (couleur bleue) d'une épaisseur de $500\mu m$ est initialement présente sur le substrat. Les propriétés thermophysiques d'une couche de poudre de porosité de 20% et du substrat sont données dans le tableau 4.1. Un seul passage de laser est effectué dans la direction Y . Cette configuration est assimilée à la fusion d'une première couche de poudre au début d'un procédé de fusion d'un lit de poudre. La couche de poudre ainsi que le substrat disposent d'une symétrie suivant le plan YZ . Le maillage se compose de 120985 éléments tétraédriques linéaires $P1 + /P1$, 22152 éléments de peau et 24701 nœuds. Dans la couche de poudre comme dans le substrat, la taille d'éléments finis est d'environ $45\mu m$.

TABLE 4.1 – Propriétés physique des deux états pour une porosité de couche de poudre de 20%.

État	masse volumique $\rho [Kg.m^{-3}]$	conductivité thermique $\lambda [W.m^{-1}.K^{-1}]$	chaleur spécifique $C [J.Kg^{-1}.K^{-1}]$
Poudre	6000	20	600
Compact	7500	34	700

Une source de chaleur volumique double ellipsoïdale est utilisée pour fusionner la couche de poudre. Au début du calcul, une phase de chauffe de $2ms$ est nécessaire pour la création du bain fondu (sans écoulements et avec une source de chaleur immobile). Le reste du calcul (jusqu'à $12ms$) est réalisé avec la prise en compte des écoulements du fluide et avec une source de chaleur mobile sur la ligne de soudure (4.36). Le pas de temps est de $1ms$ au cours de la phase de chauffe et de $10\mu s$ après l'activation des écoulements. Comme en soudage (section 4.2.1), les transferts par rayonnement, par conduction et par convection sont pris en compte.

Afin d'étudier l'effet de la porosité de la poudre sur les résultats numériques (vitesse d'écoulement, température et surface libre), des porosités de 0, 7, 20 et 33% sont examinées. Les propriétés thermophysiques de ces quatre cas sont données dans l'annexe B.

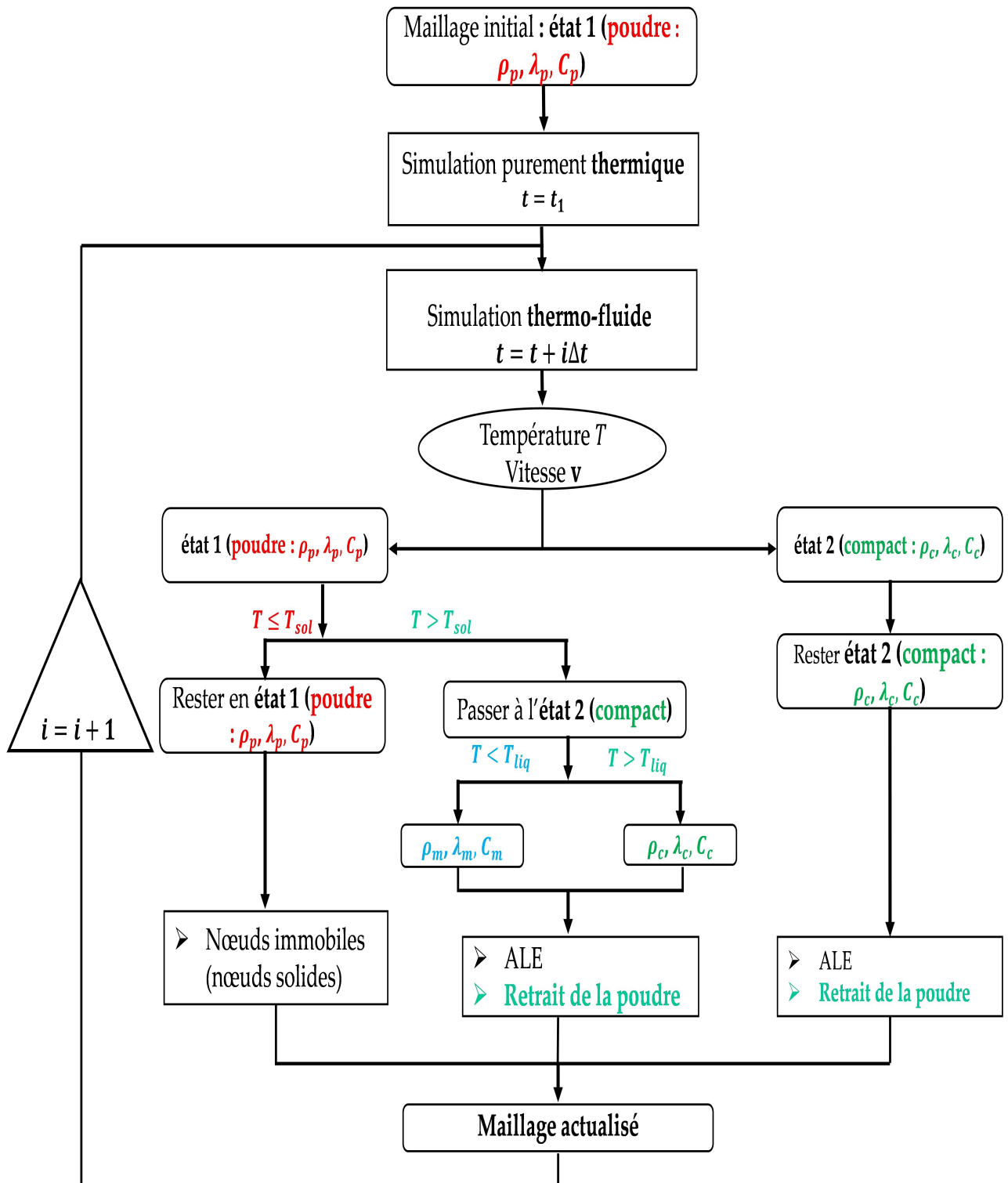


FIGURE 4.35 – Algorithme de la méthode numérique pour la simulation de la fusion d'un lit de poudre.

4.3. Première approche pour la simulation numérique de la fusion d'un lit de poudre

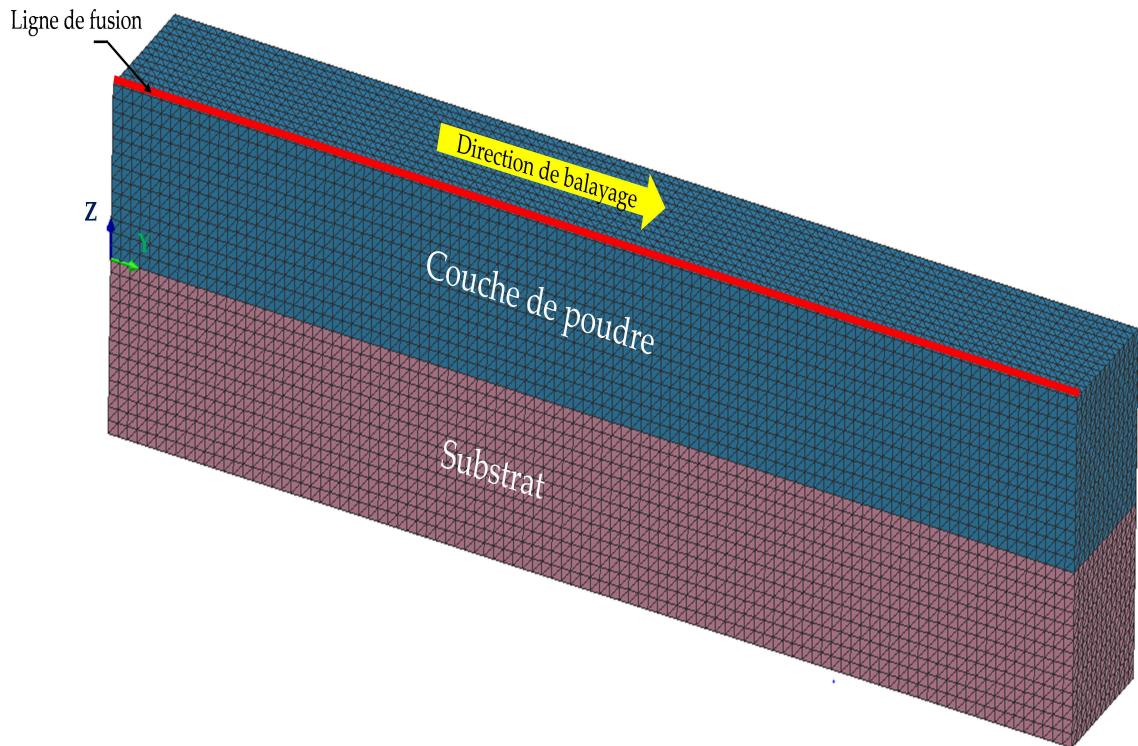


FIGURE 4.36 – Maillage.

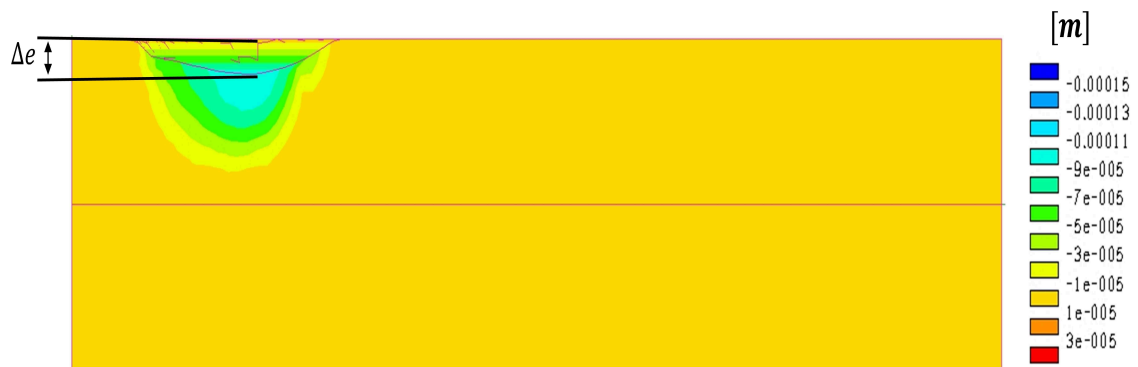


FIGURE 4.37 – Retrait de la couche de poudre Δe d'une porosité de 20% après sa fusion à $t = 2,4 \text{ ms}$ (YZ).

4.3.4.2 Résultats

Nous présentons dans cette section les résultats thermo-fluides de la fusion d'une couche de poudre. La figure 4.37 montre le retrait vertical Δe (selon l'axe Z) de la couche de poudre d'une porosité de 20% après sa fusion à $t = 2,4 \text{ ms}$. Ce retrait est donné pour différentes porosités (0, 7, 20 et 33%) à $t = 2,4 \text{ ms}$ par la figure 4.38. Les effets de la porosité de la couche de poudre sur la vitesse d'écoulement, sur la température et sur la surface libre sont donnés respectivement par les figures 4.39, 4.40 et 4.41.

4. APPLICATION : SIMULATIONS NUMÉRIQUES DE SOUDAGE LASER ET DE FUSION D'UN LIT DE POUDRE

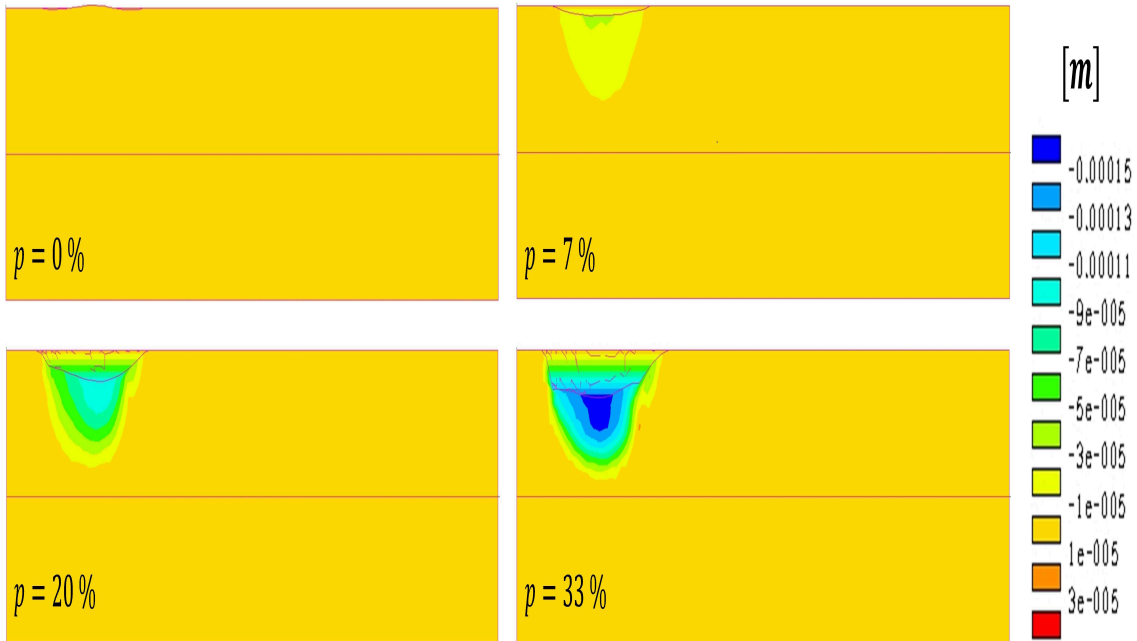


FIGURE 4.38 – Retrait de la couche de poudre $\Delta\epsilon$ (déplacement U_z à $t = 2,4\text{ ms}$ pour différentes porosités de la couche de poudre (YZ).

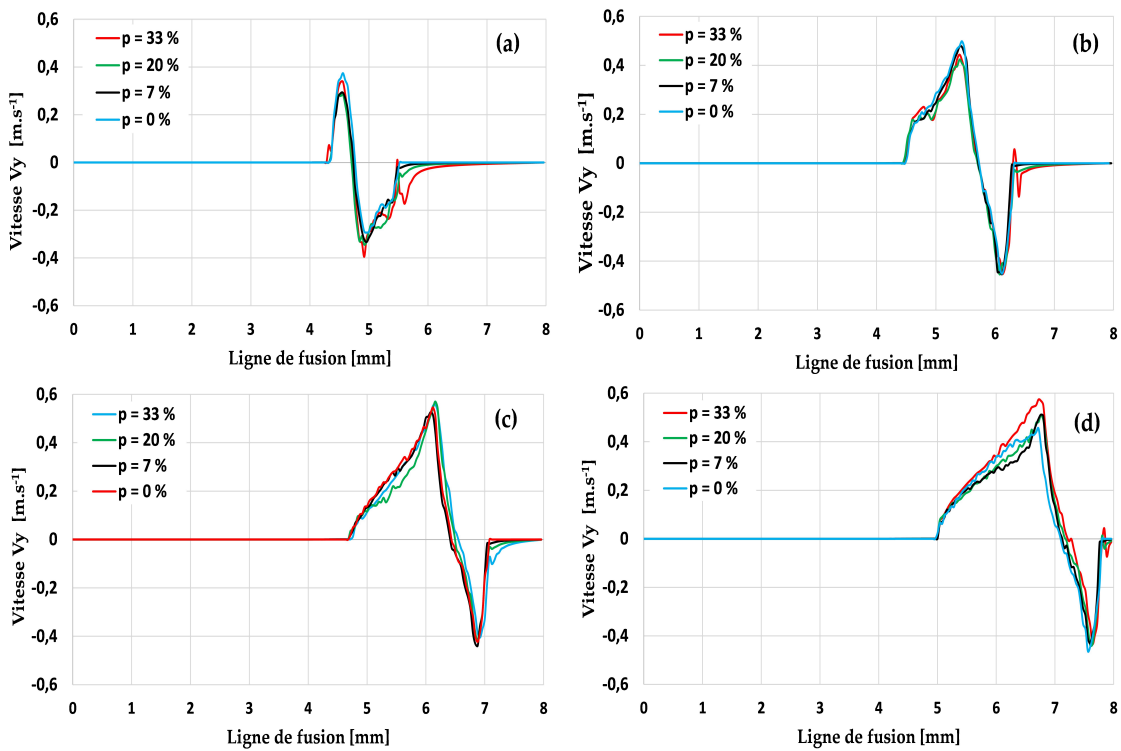


FIGURE 4.39 – Évolution de la vitesse sur la ligne de fusion pour différentes porosités de la couche de poudre : (a) $t = 3\text{ ms}$; (b) $t = 6\text{ ms}$; (c) $t = 9\text{ ms}$; (d) $t = 12\text{ ms}$.

4.3. Première approche pour la simulation numérique de la fusion d'un lit de poudre

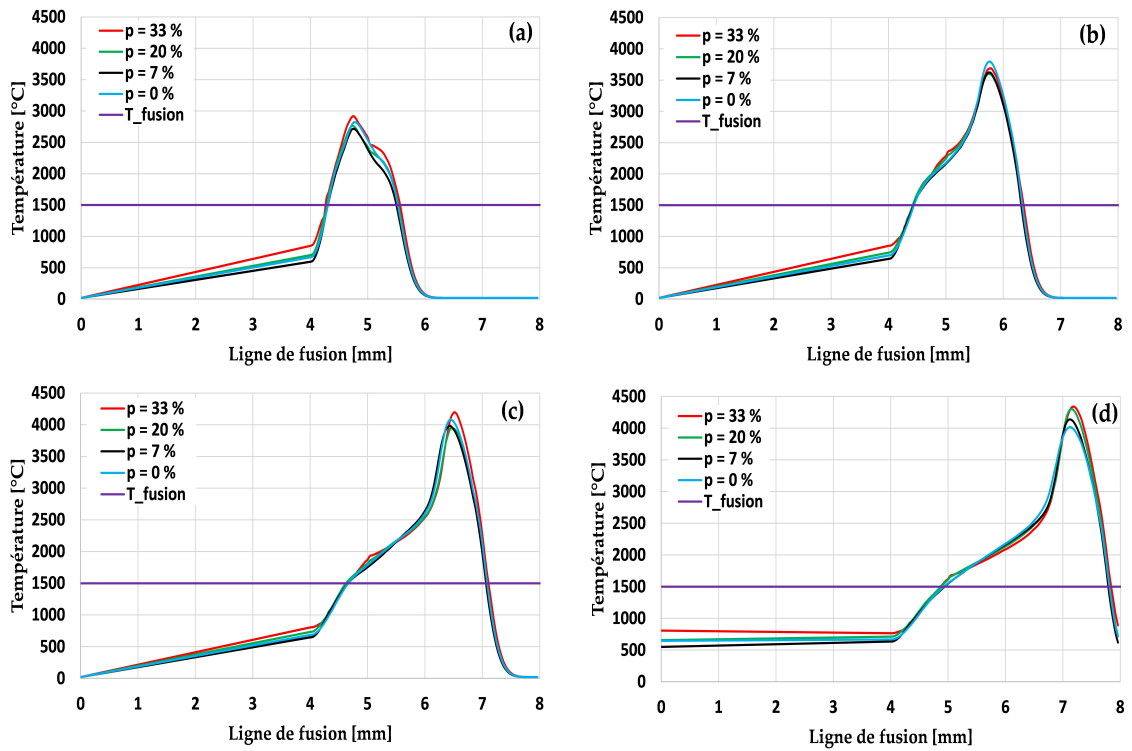


FIGURE 4.40 – Évolution de la température sur la ligne de fusion pour différentes porosités de la couche de poudre : (a) $t = 3 \text{ ms}$; (b) $t = 6 \text{ ms}$; (c) $t = 9 \text{ ms}$; (d) $t = 12 \text{ ms}$.

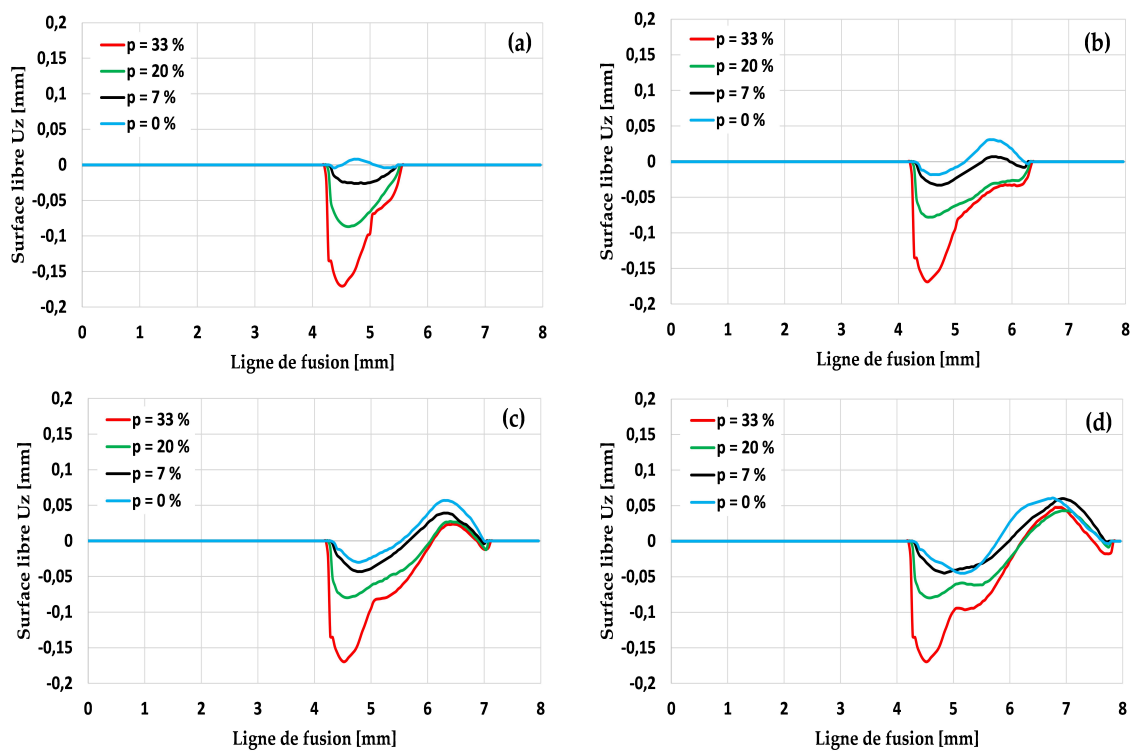


FIGURE 4.41 – Évolution de la surface libre sur la ligne de fusion pour différentes porosités de la couche de poudre : (a) $t = 3 \text{ ms}$; (b) $t = 6 \text{ ms}$; (c) $t = 9 \text{ ms}$; (d) $t = 12 \text{ ms}$.

Commentaires

- Retrait de la couche de poudre : Le retrait de la couche de poudre est clairement visible sur la figure 4.37. Il est lié à la variation de la masse volumique après la fusion de la poudre (passage de l'état 1 à l'état 2). Comme le montre la figure 4.38, et comme attendu, ce retrait est plus important pour les porosités les plus élevées.
- Vitesse d'écoulement : La figure 4.39 montre que la vitesse d'écoulement dans le bain fondu est peu sensible à la porosité de la couche de poudre. Un écart maximal d'environ 18% est trouvé entre les vitesses associées aux porosités de 0 et 33% à l'instant $t = 12\text{ ms}$.
- Température : Comme la vitesse d'écoulement, la température n'est pas très sensible à la porosité de la couche de poudre (figure 4.40). Un écart maximal de l'ordre de 7% est trouvé entre les températures associées aux porosités de 0 et 33% à l'instant $t = 12\text{ ms}$.
- Surface libre : La figure 4.41 montre que la porosité de la couche de poudre a, comme attendu, une grande influence sur l'évolution de la surface libre. Un écart maximal d'environ 100% est trouvé entre le déplacement de la surface libre des porosités de 0 et 33% à tous les instants (3, 6, 9 et 12 ms). Cet effet important résulte du retrait de la couche de poudre après sa fusion. Comme le montre la figure 4.41, ce retrait est plus important pour les couches de porosité élevée. Ainsi par exemple, le retrait est d'environ 0,17 mm pour une porosité de 33% tandis qu'il est de l'ordre de 0,025 mm pour une porosité de 7%.

4.4 CONCLUSION

Dans ce chapitre, des simulations numériques de deux procédés thermomécaniques (soudage laser et fusion d'un lit de poudre) ont été réalisées en utilisant la méthode numérique développée dans cette thèse.

Dans la première partie de ce chapitre, une simulation de soudage laser a été présentée. Les résultats en termes de vitesse d'écoulement et d'évolution de la surface libre concordent avec les résultats de la littérature. La comparaison des résultats de deux simulations, une thermo-fluide (avec écoulements) et une autre purement thermique (sans écoulements), a montré une grande influence des écoulements du fluide sur l'évolution de la température et la morphologie du bain fondu. L'effet du signe du gradient de la tension de surface a aussi été étudié. Les résultats ont montré que ce signe a une grande influence sur le champ de température, sur l'évolution de vitesse d'écoulement et sur la morphologie du bain fondu. Par exemple, nous avons trouvé que le bain de soudage est plus large et moins profond dans le cas du gradient négatif. L'étude de l'influence de la tension de surface γ (effet normal) a montré que la température et la vitesse d'écoulement sont légèrement affectées par l'effet normal. En revanche, l'évolution de la surface libre a montré une grande sensibilité à la valeur de la tension de surface γ . Ceci peut être justifié par la relation entre γ et le rayon de courbure de la surface libre [80].

Ensuite, une étude de sensibilité de la taille des éléments finis et du pas de temps sur la qualité des résultats thermo-fluides a été présentée. Les résultats ont montré que

les écoulements dans le bain peuvent être simulés en utilisant une taille d'éléments de $400\ \mu\text{m}$. Cette taille est supérieure à celle couramment utilisée dans ce type de simulation (entre $30\ \mu\text{m}$ et $100\ \mu\text{m}$). La comparaison des résultats de trois pas de temps (0,4; 0,2 et 0,1 ms) a montré que l'influence du pas de temps sur la qualité des résultats est très faible. Cette étude de sensibilité nous a permis de confirmer l'efficacité et la robustesse de la formulation du problème fluide présentée dans cette thèse.

La fin de cette partie a été dédiée à l'étude de l'influence du couplage fluide/solide sur les résultats thermo-fluides. Les résultats des deux simulations, une avec un couplage faible (sans prendre en compte l'effet des déformations du solide dans le métal de base), et une autre en utilisant notre stratégie de couplage (en tenant compte de l'effet des déformations du solide dans le métal de base), ont été comparés. Cette comparaison a montré que les déformations du solide dans le métal de base ont des effets sur les écoulements du fluide et la morphologie du bain fondu (surface libre). Par exemple, un écart maximal de l'ordre de 28% a été trouvé en comparant les vitesses d'écoulement des deux simulations. Ceci nous confirme l'importance du couplage fluide/solide au cours de la simulation numérique des procédés thermomécaniques. En effet, au cours d'un procédé de soudage laser les déplacements mécaniques restent très faibles (de l'ordre de $2.10^{-4}\ \text{m}$). Pour d'autres procédés, comme le soudage par résistance par point, ou d'autres configurations de soudage, comme le soudage en chanfrein étroit, l'effet des déformations du solide sur les écoulements dans le bain devraient être beaucoup plus importants.

Dans la deuxième partie de ce chapitre, une première simulation thermo-fluide de la fusion d'un lit de poudre a été présentée. Les changements de propriétés thermophysiques (masse volumique, conductivité thermique et chaleur spécifique) en fonction de l'état de matière (poudre ou compact) sont pris en compte. La variation de la masse volumique en fonction de l'état de matière a permis de considérer le retrait de la couche de poudre après sa fusion. Les résultats numériques ont montré que la porosité de la couche de poudre a un grand effet sur le déplacement de la surface libre et donc sur la morphologie du bain fondu. Cet effet ne peut être lié qu'au retrait de la couche de poudre puisque la vitesse d'écoulement n'est pas très sensible à cette porosité. Comme la vitesse, la température est aussi peu sensible à la porosité.

**ÉTUDE EXPÉRIMENTALE :
INSTRUMENTATION DES PROCÉDÉS DE
SOUDAGE LASER ET DE FUSION D'UN LIT
DE POUDRE**

Sommaire

5.1	INTRODUCTION	112
5.2	MISE EN PLACE DE L'EXPÉRIMENTATION	112
5.2.1	<i>Démarche proposée</i>	112
5.2.2	<i>Dispositif expérimental</i>	113
5.2.3	<i>Préparation des échantillons</i>	117
5.3	MISE EN ŒUVRE DES ESSAIS	118
5.3.1	<i>Soudage laser</i>	118
5.3.2	<i>Fusion d'un lit de poudre</i>	121
5.4	RÉSULTATS	121
5.4.1	<i>Soudage laser</i>	121
5.4.2	<i>Fusion d'un lit de poudre</i>	126
5.5	CONCLUSION	131

5.1 INTRODUCTION

Si le travail de thèse a consisté principalement à développer une méthode numérique pour simuler le soudage laser et la fusion d'un lit de poudre, il comporte aussi une étude expérimentale. L'objectif de cette étude est de réaliser un banc d'essai pour analyser et mieux comprendre les procédés de soudage laser et de fusion d'un lit de poudre, et surtout acquérir les résultats nécessaires pour construire une base de données. Cette base permettra dans un travail ultérieur de réaliser une démarche de validation de la méthode de simulation proposée dans cette thèse. Pour cela, un montage spécifique est conçu et réalisé en utilisant différents outils d'instrumentation (caméra rapide, caméra thermique...).

Dans ce chapitre, nous commençons par décrire la démarche proposée. Ensuite, nous parlerons de la machine, des montages, des outils d'instrumentation et des échantillons utilisés pour la réalisation de ces essais. La mise en œuvre des essais de soudage laser et de la fusion d'un lit de poudre sera donnée dans la deuxième partie du chapitre. La dernière partie est dédiée aux résultats trouvés.

5.2 MISE EN PLACE DE L'EXPÉRIMENTATION

5.2.1 Démarche proposée

Au cours de cette partie expérimentale, nous nous intéressons aux procédés de soudage laser et de la fusion d'un lit de poudre.

Pour ce qui concerne le soudage, le principal objectif est d'acquérir les données nécessaires à la validation de la méthode numérique développée. Pour ce faire, l'idée consiste à comparer les résultats issus des calculs numériques à ceux donnés par les essais expérimentaux. Cependant, il n'est pas toujours évident d'obtenir expérimentalement les résultats de toutes les grandeurs physiques. C'est pour cela que nous nous concentrerons sur la morphologie du bain fondue, le champ de température et les contraintes résiduelles.

Pour ce qui concerne la fusion d'un lit de poudre, une première approche pour la simulation de la fusion d'un lit de poudre a été proposée dans cette thèse. Cette approche permet de simuler quelques phénomènes physiques au cours de ce procédé (retrait de la poudre après fusion, changement de propriétés du matériau en fonction de son état). Cependant, la prise en compte d'autres phénomènes peut être nécessaire au cours de la simulation numérique. Ainsi, le premier intérêt des essais expérimentaux de la fusion d'un lit de poudre est de mieux comprendre les phénomènes physiques mis en jeu. Ceci permettra dans un second temps d'améliorer si besoin l'approche développée afin de mieux simuler ce procédé.

Le paragraphe 5.2.2 décrit le dispositif expérimental mis en place pour réaliser les essais. Les stratégies de ces essais du soudage et de la fusion d'un lit de poudre sont données respectivement par les sections 5.3.1 et 5.3.2.

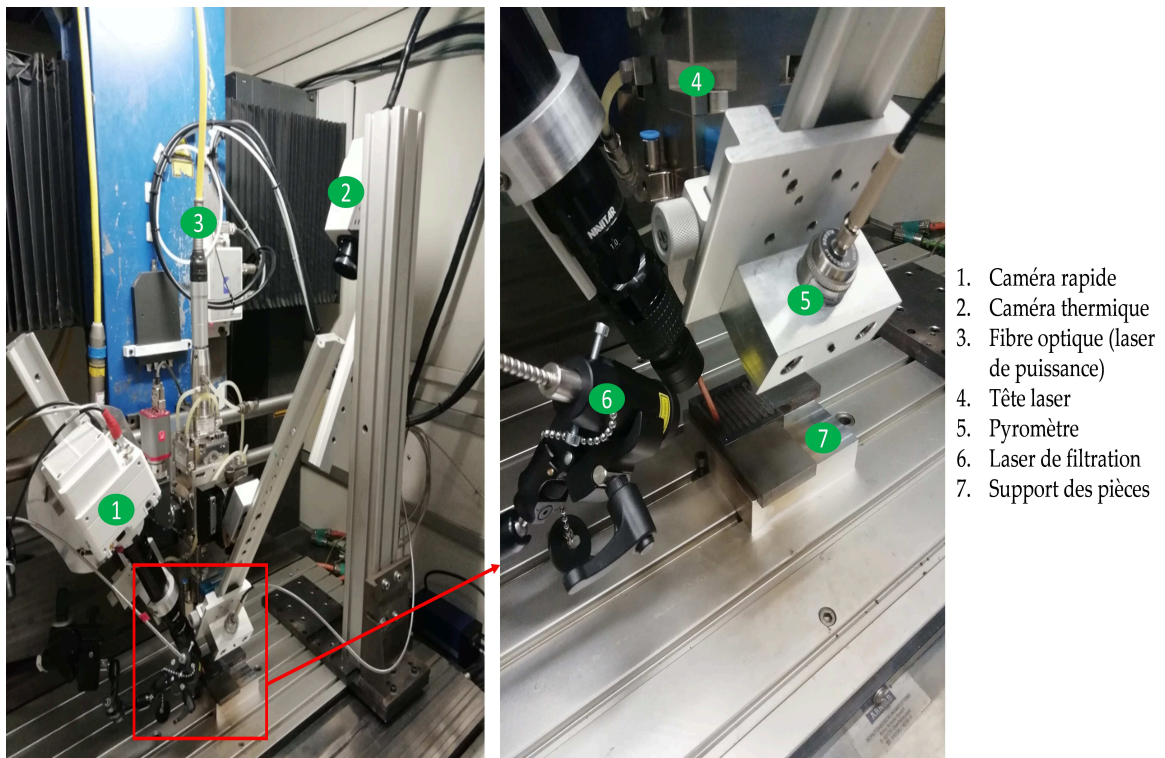


FIGURE 5.1 – Configuration de l'expérience : Montages spécifiques.

5.2.2 Dispositif expérimental

Le dispositif expérimental développé permettra d'effectuer des essais de soudage et de fusion d'un lit de poudre. En principe, les essais de la fusion d'un lit de poudre doit être réalisés avec une machine SLM. Cependant, l'instrumentation de cette machine reste une tâche très compliquée en regard de la petite taille de la chambre de fabrication qui ne peut pas accueillir tous ces équipements de mesure.

5.2.2.1 La machine et le laser

Afin de réaliser ces essais, une machine TRUMPF LASMA 1054 à commande numérique (3 axes) est utilisée (figure 5.1). La tête du laser PRECITEC YC52 utilisée est alimentée par un laser à diodes LASERLINE LDM 3000-60 d'une puissance théorique de 3 KW et d'une longueur d'onde de 930 nm. Une puissance réelle de laser de l'ordre de 2,5 KW est mesurée en utilisant un Wattmètre. L'analyse du faisceau de ce laser est réalisée pour la puissance maximale (2,5 KW) et les résultats sont donnés par la figure 5.2.

Cette analyse nous permet de positionner la pièce par rapport au plan focal. Dans un premier temps, il est décidé que la surface supérieure de la pièce à souder soit confondue avec ce plan (figure 5.3 -a-). Cette configuration donne lieu à la formation de Keyhole qui n'est pas prise en compte par notre méthode numérique. C'est pour cette raison que le faisceau est défocalisé de 5 mm (figure 5.3 -b-) afin de réaliser du soudage par conduction. Les deux configurations de soudage (par Keyhole et par conduction) sont données par la figure 5.4.

5. ÉTUDE EXPÉRIMENTALE : INSTRUMENTATION DES PROCÉDÉS DE SOUDAGE LASER ET DE FUSION D'UN LIT DE POUDRE

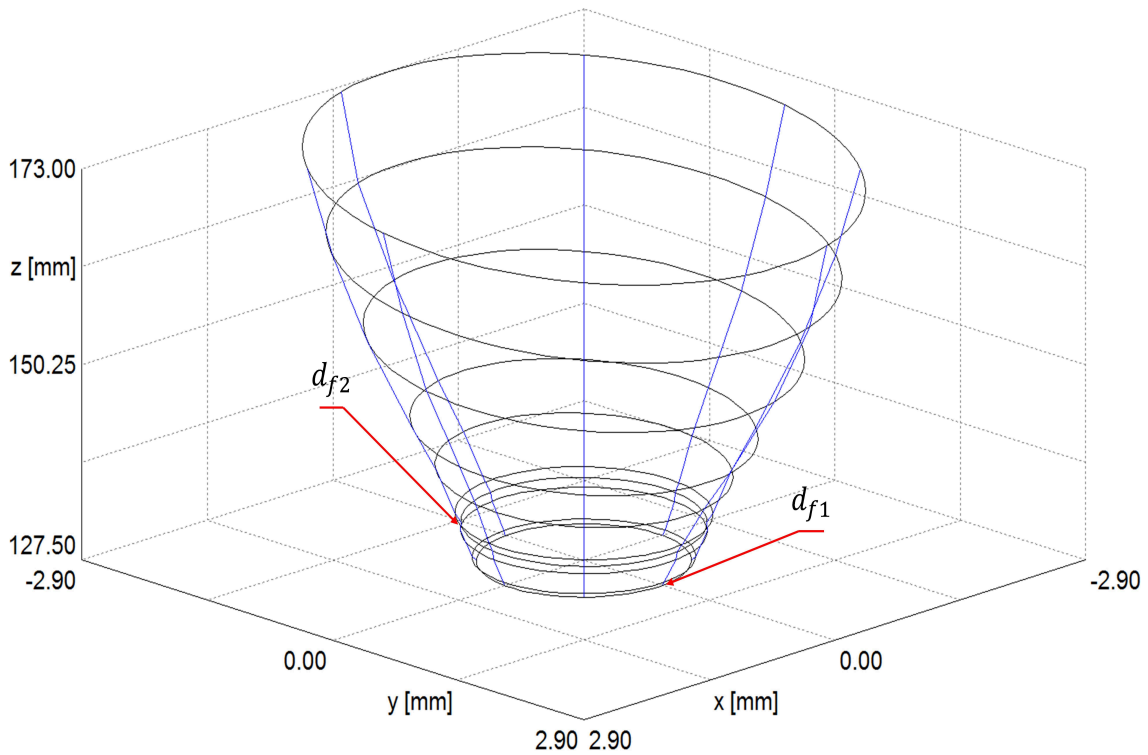


FIGURE 5.2 – Analyse de faisceau laser pour une puissance maximale de 2,5 KW.

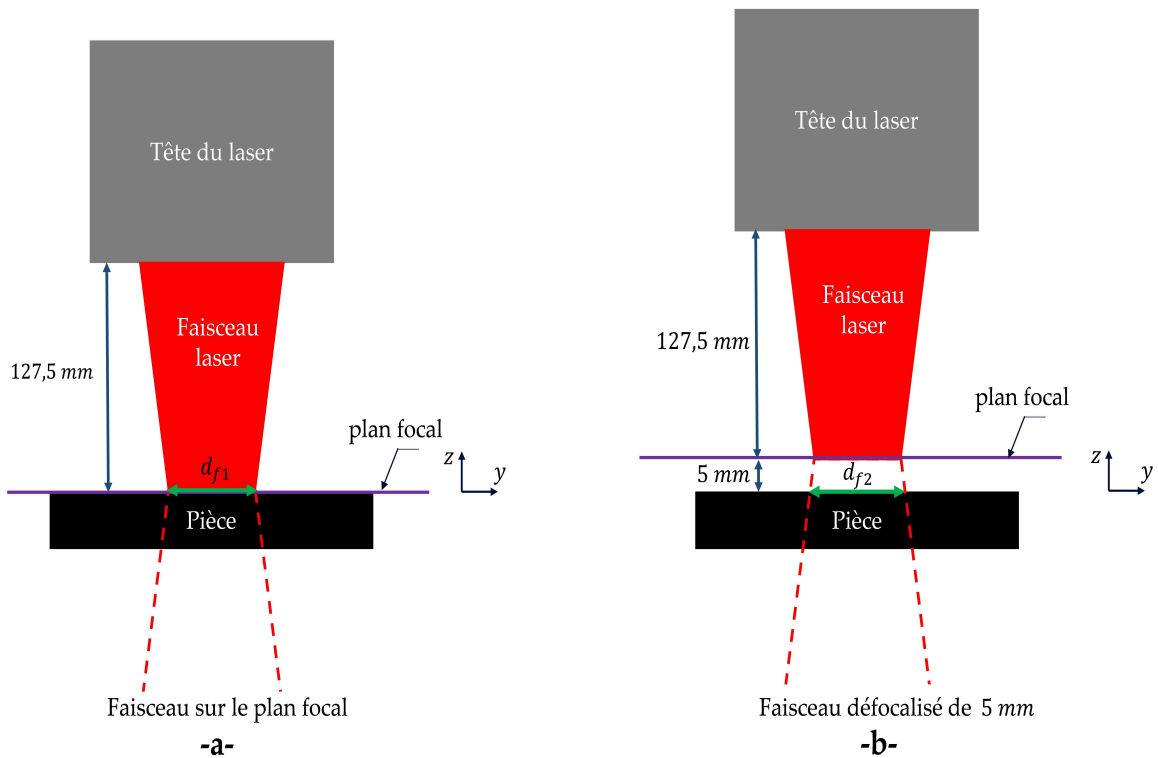


FIGURE 5.3 – Variation du diamètre de faisceau laser en fonction de la distance entre la surface à souder et la tête du laser.

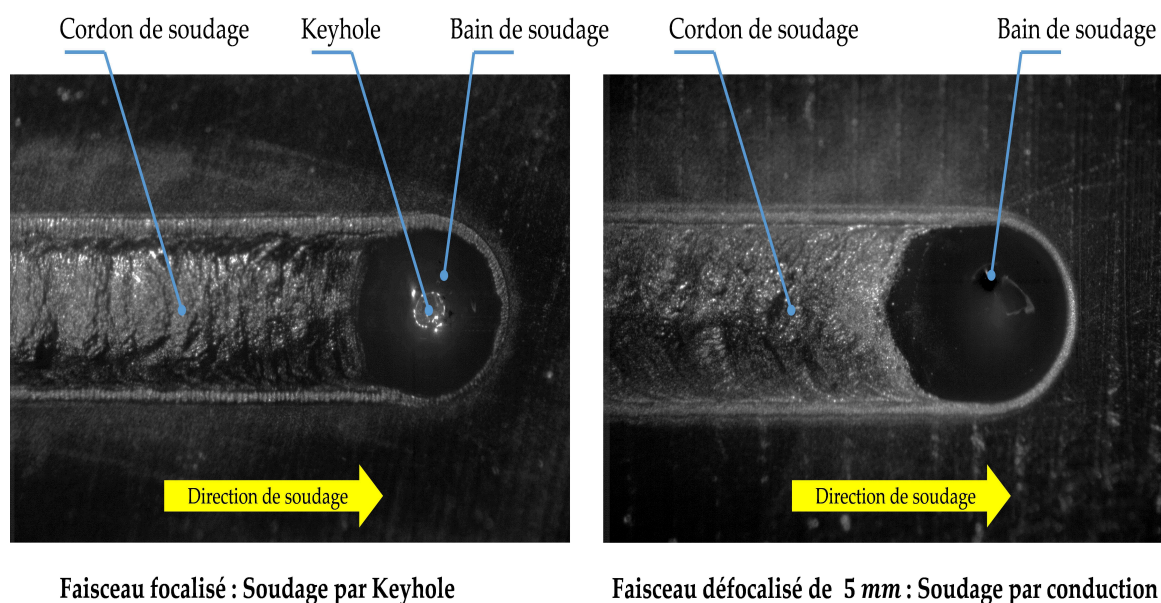


FIGURE 5.4 – Deux configurations de soudage : soudage par Keyhole et soudage par conduction.

5.2.2.2 Caméra rapide

Les caméras rapides permettent de fournir des informations précieuses sur des événements trop rapides pour être vus avec la technologie d'imagerie traditionnelle. Elles sont conçues pour fonctionner dans un large éventail d'applications scientifiques et industrielles (revêtement thermique, usinage, soudage...). Dans cette étude, nous utilisons une caméra rapide pour filmer le mouvement du bain fondu au cours des procédés de soudage laser et de fusion d'un lit de poudre. L'objectif est d'utiliser les photos captées afin de déterminer les dimensions du bain fondu (la longueur et la largeur), et pour mieux comprendre la physique au cours de ces deux procédés.

La caméra rapide utilisée est une Phantom VEO 710 d'une résolution 1280×800 . Avec une cadence maximale de 7400 images par seconde (7400 *fps*), ce modèle est parfait pour l'analyse de mouvement du bain fondu. Afin de profiter de cette cadence maximale, un calcul simple est réalisé en fonction de la vitesse de soudage et la longueur du cordon. La caméra est liée à un ordinateur via une connexion Ethernet. Le logiciel PCC (Phantom Camera Control) est utilisé pour la configuration, le contrôle, le traitement et le téléchargement d'images. Un filtre d'une longueur d'onde de 810 nm est installé sur l'objectif de la caméra. Cette dernière est synchronisée avec un laser de filtration d'une longueur de 810 nm (figure 5.5). Ceci va permettre d'éliminer la lumière du laser de puissance et donc avoir des images claires du bain fondu.

Comme le montre la figure 5.1, la caméra est fixée sur la tête du laser afin de suivre le mouvement du bain fondu. La distance du travail (la distance entre l'objectif de la caméra et la pointe du laser de puissance) est d'environ 100 mm et l'angle d'inclinaison de la caméra par rapport à la verticale est d'environ 30° .

5. ÉTUDE EXPÉRIMENTALE : INSTRUMENTATION DES PROCÉDÉS DE SOUDAGE LASER ET DE FUSION D'UN LIT DE POUDRE

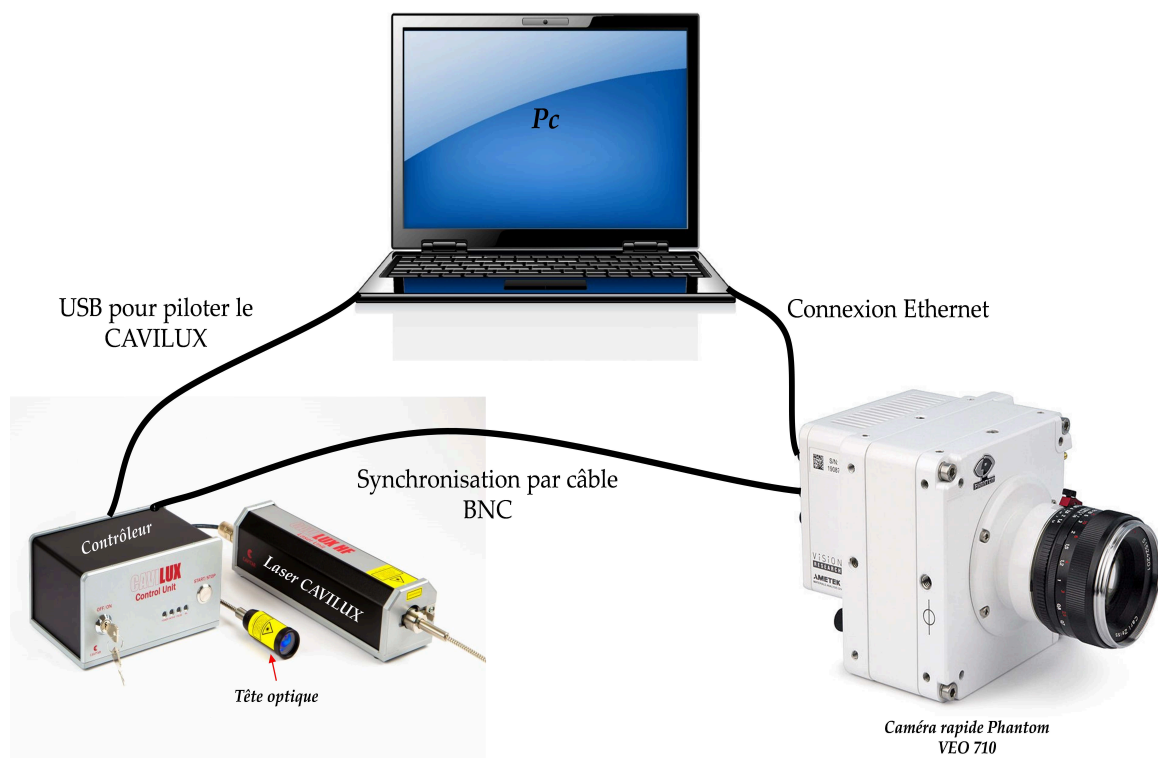


FIGURE 5.5 – Synchronisation entre caméra rapide et laser de filtration.

5.2.2.3 Laser de filtration

L'objectif des lasers de filtration est d'éviter l'aveuglement de la caméra rapide induit par la lumière du laser de puissance. Dans notre étude, nous synchronisons la caméra avec un laser de filtration (figure 5.5). Il s'agit d'un laser à diodes de marque CAVILUX. Il a une longueur d'onde de 810 nm et une puissance maximale de 500 W . La caméra et ce laser doivent être réglés sur la même fréquence.

Comme la caméra rapide, le laser de filtration est fixé sur la tête de la machine. Il doit être réglé pour éclairer la zone fondue.

5.2.2.4 Caméra thermique

Une caméra thermique Phoenix RDAS d'une résolution 320×256 pixels est utilisée pour déterminer la distribution de la température dans le cordon de soudage. Comme le montre la figure 5.1, la caméra est fixée sur la table de la machine. Sa distance de travail et son angle d'inclinaison sont respectivement de l'ordre de 695 mm et 29° . Le montage et la fixation de la caméra permettent de capter la distribution de la température dans tout le cordon.

Pour régler sa netteté, nous utilisons un temps d'intégration relativement grand (2 ms) en pleine fenêtre. Une fois la netteté réglée, l'utilisation d'un filtre atténuateur est nécessaire afin de capter des températures de l'ordre de 1600°C . Un temps d'intégration de $0,01\text{ ms}$ est ensuite choisi en tenant compte de la température maximale. Nous notons que la caméra thermique donne la distribution de la température sous forme des diffé-

rentes couleurs. En revanche, elle ne permet pas d'obtenir les valeurs de la température. Pour cela, nous utilisons un pyromètre optique afin de mesurer ces valeurs pour chaque couleur.

5.2.2.5 Pyromètre optique

Les pyromètres optiques sont des appareils de mesure physique qui permettent de déterminer la température surfacique d'un corps. Dans cette étude, un pyromètre monochromatique de longueur d'onde de 920 nm , de marque KLEIBER et de modèle LVO 25 S - 7 est utilisé afin de mesurer la température dans le cordon de soudage. Il est capable de mesurer des températures entre 350 et $3500\text{ }^{\circ}\text{C}$. Un montage spécifique est utilisé pour installer le pyromètre sur la tête laser (figure 5.1). Ce montage permet de déplacer facilement le pyromètre afin de mesurer la température dans quatre positions (P1, P2, P3 et P4) sur le cordon (figure 5.8). Une distance de travail d'environ 123 mm et une longueur du corps de pyromètre de 61 mm permet de mesurer avec un spot d'environ $0,9\text{ mm}$. Nous notons que l'émissivité du matériau est supposée égale à 1. Donc, la température donnée par le pyromètre n'est pas la température réelle du matériau, mais la température de luminance.

5.2.2.6 Microscope optique

La longueur et la largeur du cordon peuvent être mesurées en utilisant les images de la caméra rapide. En revanche, pour déterminer sa profondeur une autre démarche est nécessaire. Elle consiste à réaliser des échantillons en coupant transversalement le cordon. Ces échantillons doivent subir ensuite une étape de polissage. Puis une attaque chimique est effectuée afin de distinguer les différentes zones : cordon de soudage, ZAT (zone affectée thermiquement) et le métal de base. La dernière étape consiste à visualiser les échantillons en utilisant un microscope optique.

5.2.2.7 Machine DRX

Une machine d'analyse DRX de marque PROTO (avec un collimateur de diamètre 1 mm) [89] est utilisée pour mesurer les contraintes résiduelles surfaciques. Le détecteur utilise deux orientations 0° et 90° pour déterminer les contraintes résiduelles axiales et longitudinales. Pour chacune de ces deux orientations, les angles balayés sont -25° , $-16,66^{\circ}$, $-8,33^{\circ}$, 0° , $8,33^{\circ}$, $16,66^{\circ}$ et 25° .

5.2.3 Préparation des échantillons

Pour ce qui concerne le soudage, des plaques en acier inoxydable 316L (acier austénitique) issues de laminage à chaud sont usinées en fraisage afin d'obtenir neuf échantillons de dimensions $100 \times 100 \times 10\text{ mm}^3$. Ces échantillons ont subi ensuite un traitement thermique de relaxation à $610\text{ }^{\circ}\text{C}$ pendant $2\text{ h}30$ avec un refroidissement lent sous atmosphère neutre (azote). Ce traitement permet de réduire les contraintes résiduelles liées à l'usinage et donc de s'affranchir de la prise en compte des contraintes résiduelles initiales au cours de la simulation numérique. La première mesure des contraintes (après

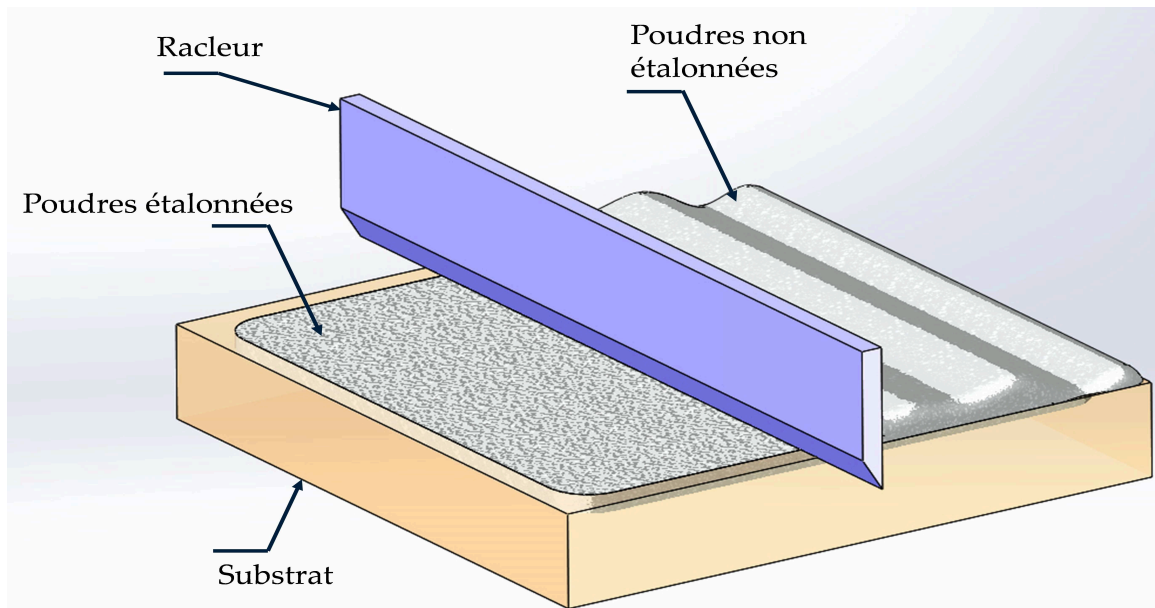


FIGURE 5.6 – Préparation de la couche de poudre.

usinage des échantillons et avant traitement thermique) a donné des valeurs de l'ordre de 700 MPa tandis que des valeurs d'environ 100 MPa ont été trouvées après traitement thermique. Des échantillons en acier faiblement allié 15CDV6 (acier bainitique) ont été aussi usinés. L'objectif ici est d'étudier le comportement du bain de soudage des deux matériaux qui ne possèdent pas les mêmes propriétés thermophysiques.

Pour ce qui concerne la fusion d'un lit de poudre, l'objectif est de remplir une pièce creuse en 316L de dimensions $60 \times 60 \times 10\text{ mm}^3$ (Figure 5.6) par une couche de poudre aussi en 316L. Ensuite, le laser de puissance permet de réaliser un cordon en fusionnant une zone de cette couche. Le dispositif expérimental ainsi que la puissance du laser nous obligent d'utiliser une couche épaisse (épaisseur de 2 mm). Cette épaisseur de couche n'est pas représentative pour un procédé SLM puisqu'il est généralement de l'ordre de $50\text{ }\mu\text{m}$. En revanche, les industriels ont tendance à améliorer les machines SLM pour fusionner des couches de plus en plus épaisses (plusieurs centaines de micromètres). Afin d'étudier l'influence de la taille et la granulométrie de la poudre sur la formation du cordon, deux types de poudres sont testés : une sphérique de diamètre compris 20 et $50\text{ }\mu\text{m}$, et une autre irrégulière de taille située 100 et $150\text{ }\mu\text{m}$ (figure 5.7).

5.3 MISE EN ŒUVRE DES ESSAIS

5.3.1 Soudage laser

Les essais de soudage laser consistent à réaliser un cordon de longueur 80 mm sur chaque échantillon. Une puissance maximale de laser d'environ $2,5\text{ KW}$ est fixée. Les vitesses de soudage de 600 , 1600 et 2600 mm.min^{-1} sont testées. Nous précisons que trois échantillons sont soudés pour chaque vitesse. Afin d'étudier le comportement du bain en fonction du matériau soudé, des échantillons en 15CDV6 sont aussi testés. Une com-

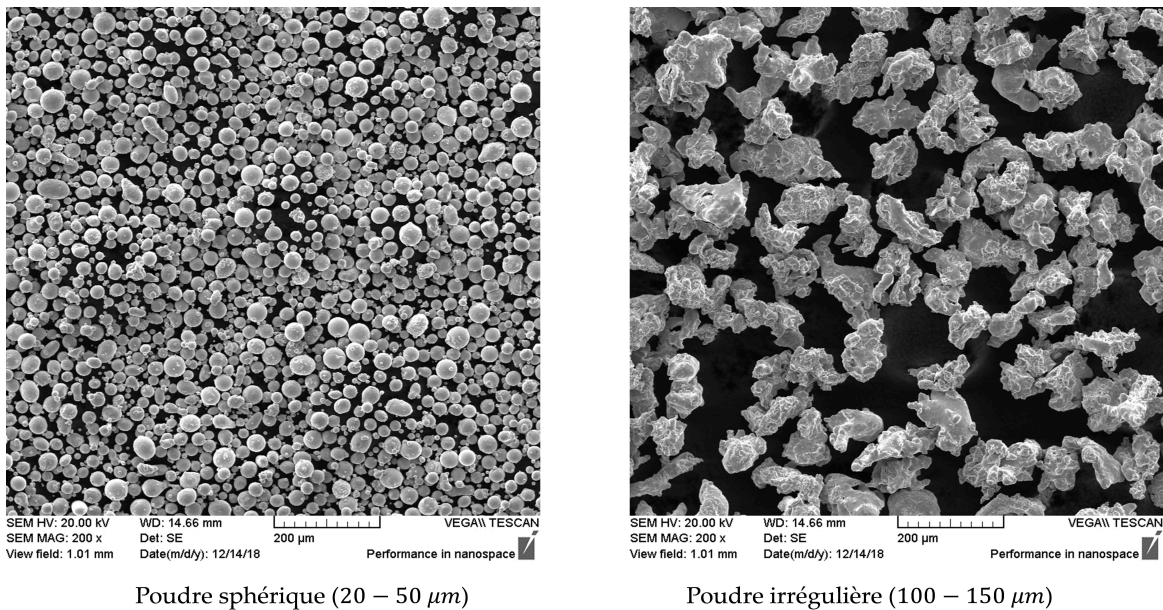
Poudre sphérique (20 – 50 μm)Poudre irrégulière (100 – 150 μm)

FIGURE 5.7 – Granulométrie de deux types de poudre : poudre sphérique (20-50 μm), poudre irrégulière (100-150 μm)

TABLE 5.1 – Les paramètres de machine et les grandeurs mesurées pour les deux matériaux soudés (316L et 15CDV6).

Matériau	Puissance [KW]	Vitesses [$mm.min^{-1}$]	Morphologie du bain	Température	Contraintes résiduelles
316L	2,5	600, 1600 et 2600	✓	✓	✓
15CDV6	2,5	600, 1600 et 2600	✓	-	-

paraison de la morphologie du bain de soudage des deux matériaux (316L et 15CDV6) est réalisée.

Comme nous l'avons précisé, l'objectif de cette partie est de construire une base de données afin de valider ultérieurement notre modèle numérique. Pour ce faire, nous nous intéressons à la morphologie du bain de soudage et à l'évolution de la température des pièces en 316L. La longueur et la largeur du bain vont être mesurées à partir des images de la caméra rapide. En revanche, pour déterminer sa profondeur, nous devons suivre la démarche proposée dans la section 5.2.2.6. La caméra thermique va nous permettre d'obtenir la distribution et la valeur de la température de luminance. En même temps, en positionnant le pyromètre à différents endroits du cordon (P1, P2, P3 et P4), nous pouvons mesurer cette température de luminance pour chaque couleur donnée par la caméra thermique (figure 5.8). Les contraintes résiduelles liées au procédé de soudage sont aussi mesurées en trois points (1,2 et 3) sur des pièces en 316L (figure 5.9).

Les conditions de soudage ainsi que les mesures réalisées pour les deux matériaux sont données par le tableau 5.1.

5. ÉTUDE EXPÉRIMENTALE : INSTRUMENTATION DES PROCÉDÉS DE SOUDAGE LASER ET DE FUSION D'UN LIT DE POUDRE

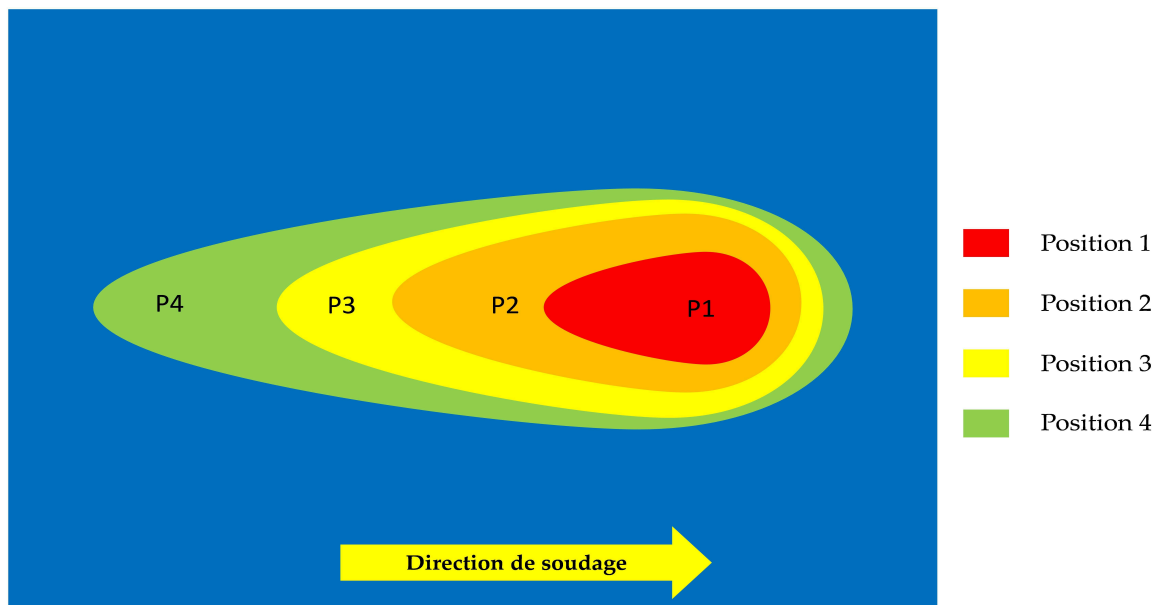


FIGURE 5.8 – Différents points de mesure de pyromètre.

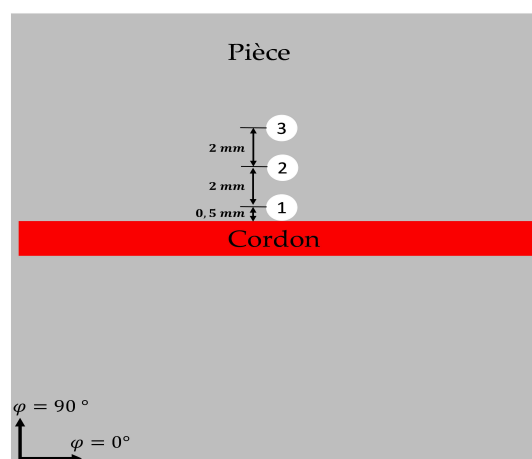


FIGURE 5.9 – Points de mesure des contraintes résiduelles après soudage.

TABLE 5.2 – Les paramètres de machine et les grandeurs mesurées pour les deux types de poudre.

Poudre en 316L	Puissance [KW]	Vitesses [$mm.min^{-1}$]	Morphologie du bain	Température	Contraintes résiduelles
Sphérique (20 – 50 μm)	2,5	400, 600, 800, 1000, 1200, 1400, 1600, 2600 et 3600	✓	-	-
Irrégulière (100 – 150 μm)	2,5	400, 600 et 800	✓	-	-

5.3.2 Fusion d'un lit de poudre

Un seul cordon de longueur 50 mm est réalisé en fusionnant une zone de la couche de poudre. Deux types de poudre : une sphérique de diamètre entre 20 et 50 μm (très utilisée en SLM) et une autre irrégulière de longueur entre 100 et 150 μm (couramment utilisée en cladding) sont testés. Comme en soudage, la puissance maximale de laser est utilisée. Les vitesses de balayage (vitesses de déplacement du laser) de 400, 600, 800, 1000, 1200, 1400, 1600, 2600 et 3600 $\text{mm}\cdot\text{min}^{-1}$ sont expérimentées. Trois cordons sont réalisés pour chaque vitesse. Les conditions de fusion ainsi que les mesures réalisés pour les deux types de poudre sont résumés dans le tableau 5.2.

5.4 RÉSULTATS

Nous illustrons dans cette section les résultats du procédé de soudage laser (morphologie du bain de soudage, champ de la température et contraintes résiduelles). Nous nous intéressons à l'influence de la vitesse de soudage sur ces résultats. Ensuite, nous montrons les résultats du procédé de la fusion d'un lit de poudre.

5.4.1 Soudage laser

5.4.1.1 Morphologie du bain de soudage

La figure 5.10 montre une image microscopique d'une coupe transversale des cordons en 316L et en 15CDV6 pour une vitesse de 600 $\text{mm}\cdot\text{min}^{-1}$. Cette image nous permet de déterminer la profondeur et la largeur du cordon. La longueur comme la largeur du bain fondu peuvent être mesurées à partir des images de la caméra rapide (figure 5.11). La figure 5.12 présente le bain fondu des pièces en 316L pour les vitesses de soudage de 600, 1600 et 2600 $\text{mm}\cdot\text{min}^{-1}$. Les tableaux 5.3 et 5.4 illustrent les dimensions du bain de soudage respectivement en 316L et en 15CDV6 pour ces vitesses. La figure 5.13 montre les images de la caméra rapide du bain de soudage des deux matériaux (316L et 15CDV6) pour une vitesse de soudage de 1600 $\text{mm}\cdot\text{min}^{-1}$.

TABLE 5.3 – Dimensions du bain de soudage 316L.

Vitesse [$\text{mm}\cdot\text{min}^{-1}$]	L_o [mm]	L_a [mm]	P [mm]	H [mm]
600	2,85	2,97	2,12	0,31
1600	2,98	2,78	1,29	0,15
2600	3,1	2,6	0,99	0,12

5.4.1.2 Champ de température

La figure 5.14 présente la distribution de la température au cours du soudage des pièces en 316L. La figure 5.15 montre l'évolution de la température de luminance dans la zone fondue en fonction de la vitesse de soudage. L'évolution de cette température

5. ÉTUDE EXPÉRIMENTALE : INSTRUMENTATION DES PROCÉDÉS DE SOUDAGE LASER ET DE FUSION D'UN LIT DE POUDRE

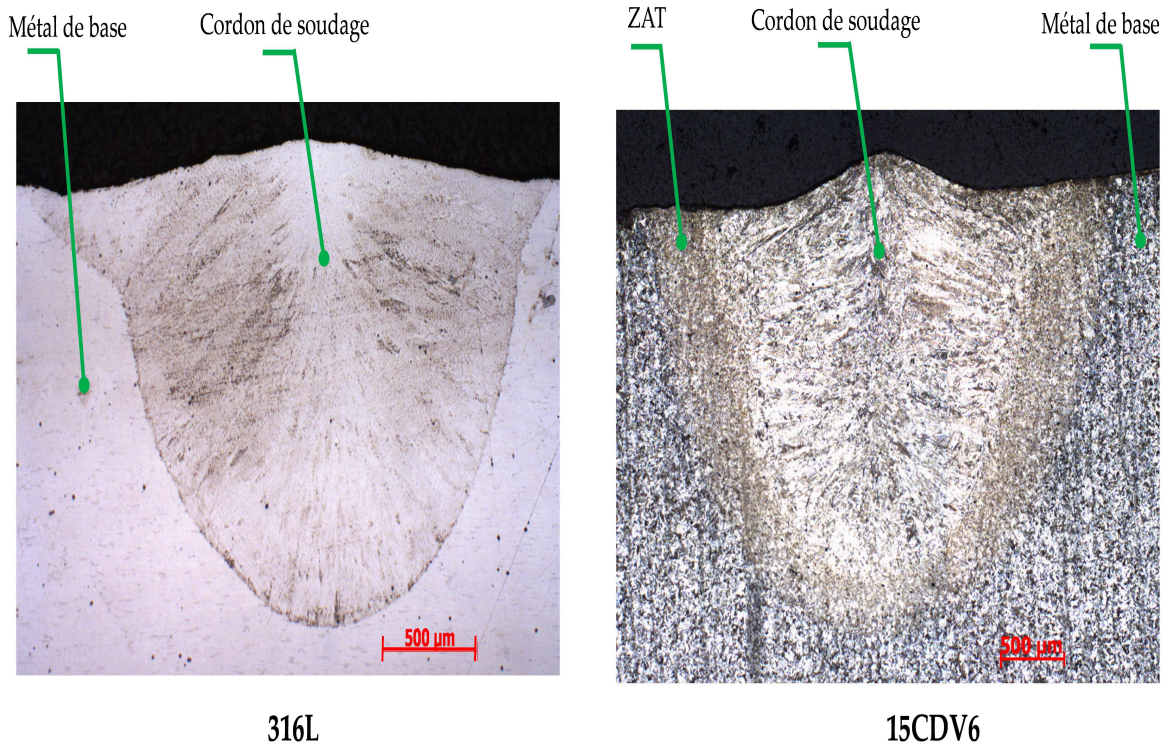


FIGURE 5.10 – Coupe transversale du cordon de soudage (316L et 15CDV6) : images microscopiques.

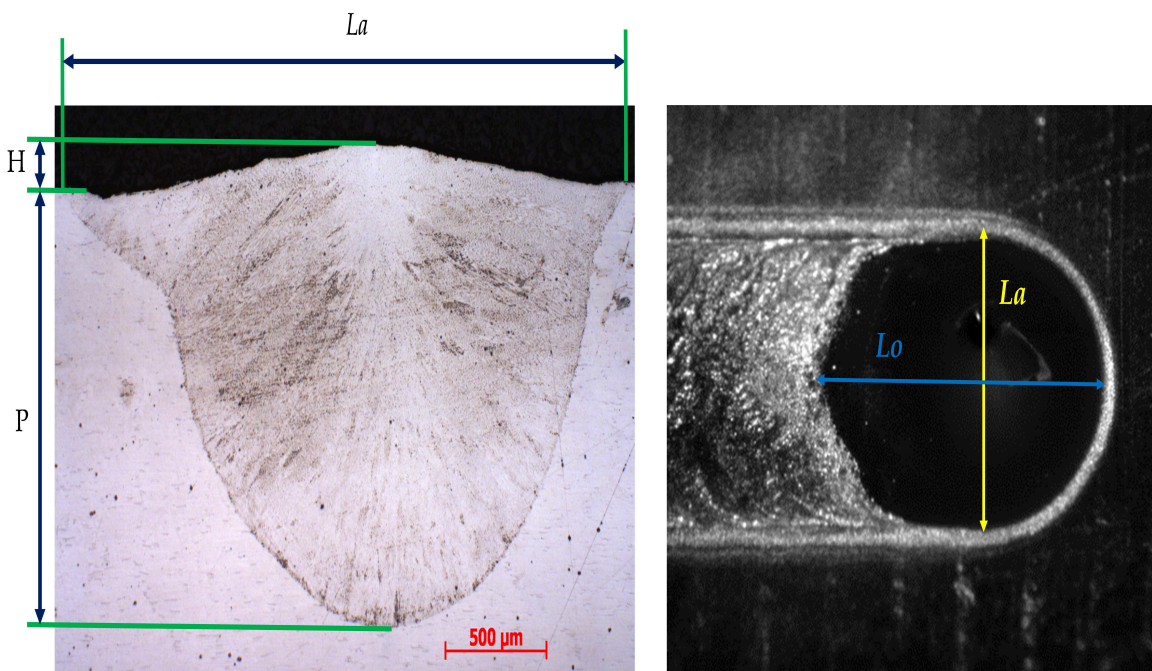


FIGURE 5.11 – Morphologie du bain de soudage (316L).

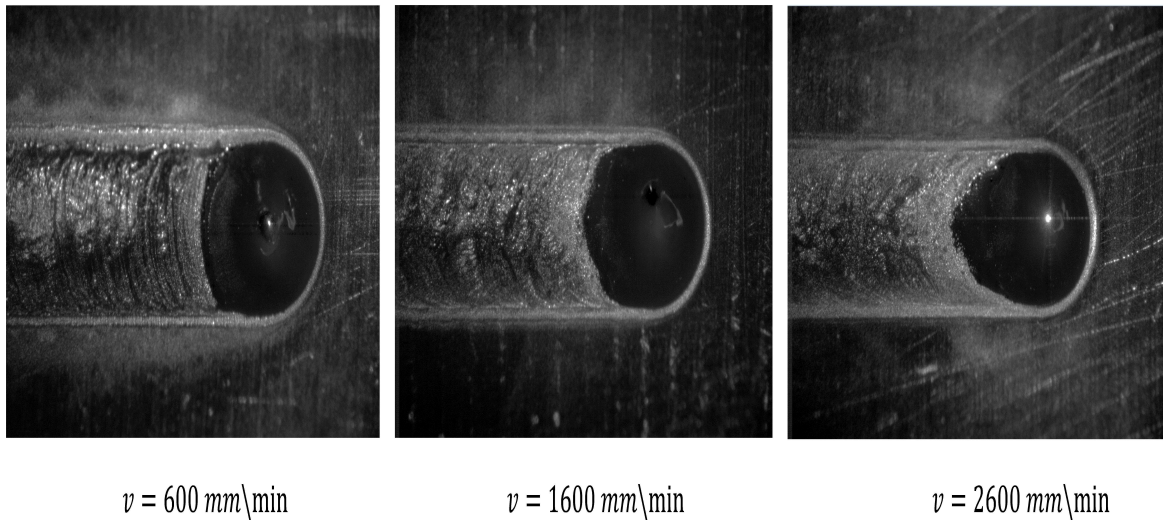


FIGURE 5.12 – Influence de la vitesse de soudage sur la morphologie du bain de soudage (316L).

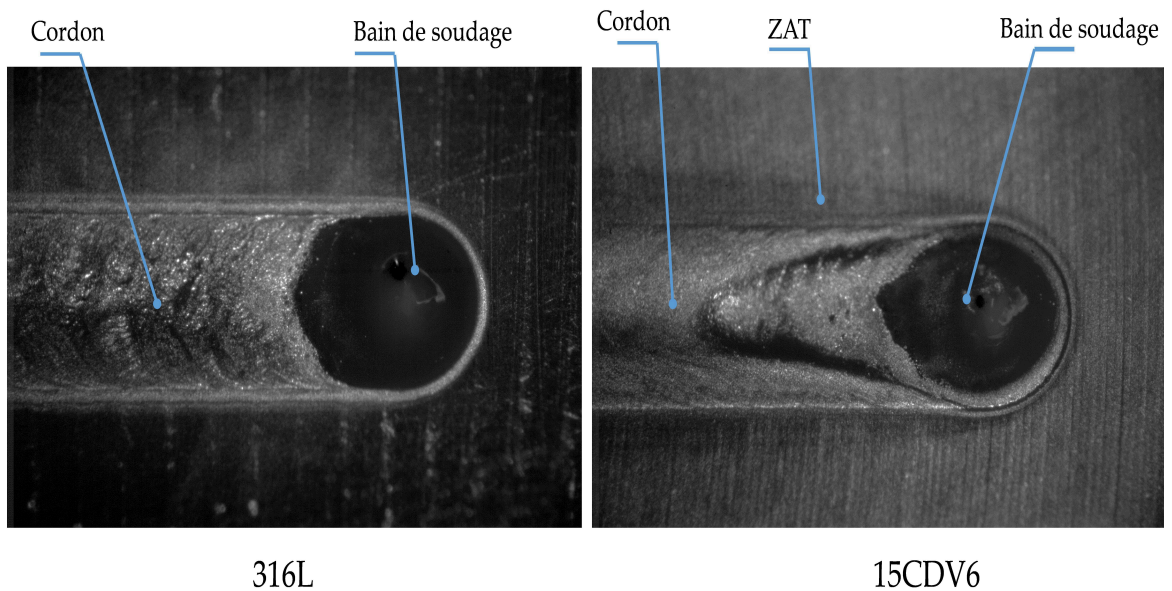


FIGURE 5.13 – Morphologie du bain de soudage des deux matériaux 316L et 15CDV6 pour une vitesse de soudage de $1600 \text{ mm}\cdot\text{min}^{-1}$.

5. ÉTUDE EXPÉRIMENTALE : INSTRUMENTATION DES PROCÉDÉS DE SOUDAGE LASER ET DE FUSION D'UN LIT DE POUDRE

TABLE 5.4 – Dimensions du bain de soudage 15CDV6.

Vitesse [$mm.min^{-1}$]	Lo [mm]	La [mm]	P [mm]	H [mm]
600	5,27	2,82	2,14	0,25
1600	5,56	2,15	1,16	0,1
2600	5,9	2,06	0,95	0,09

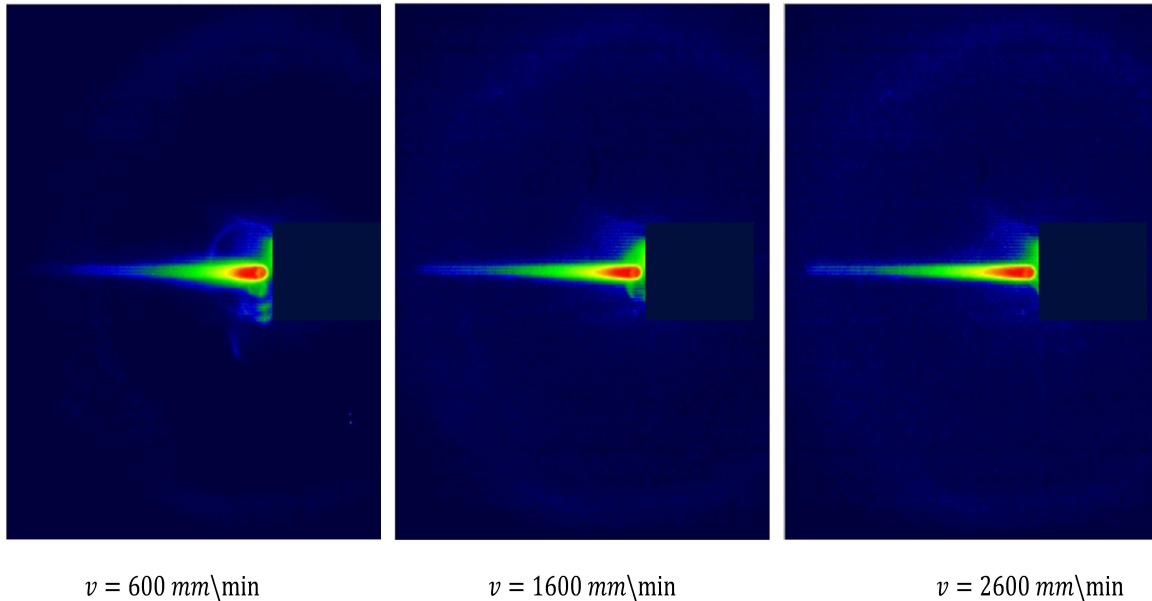


FIGURE 5.14 – Distribution de température donnée par la caméra thermique (316L).

TABLE 5.5 – Contraintes résiduelles des pièces en 316L (points 1, 2 et 3) après soudage.

Vitesse [$mm.min^{-1}$]	Contraintes [MPa] ($\phi = 0^\circ$)			Contraintes [MPa] ($\phi = 90^\circ$)		
	Point 1	Point 2	Point 3	Point 1	Point 2	Point 3
600	760	359	69	-18	312	323
1600	595	151	73	259	716	405
2600	412	99	75	249	507	278

dans différentes positions du cordon est donnée pour la vitesse $1600\ mm.min^{-1}$ par la figure 5.16.

5.4.1.3 Analyses des contraintes résiduelles

En utilisant la machine DRX, les contraintes résiduelles axiale ($\phi = 0^\circ$) et longitudinale ($\phi = 90^\circ$) ont été mesurées sur les échantillons en 316L après soudage. Comme le montre la figure 5.9, trois points de mesure espacés de $2\ mm$ ont été choisis. Nous précisons que le premier point est tangent au cordon de soudage. Le tableau 5.5 résume les résultats de ces contraintes pour des vitesses de 600 , 1600 et $2600\ mm.min^{-1}$.

Commentaires

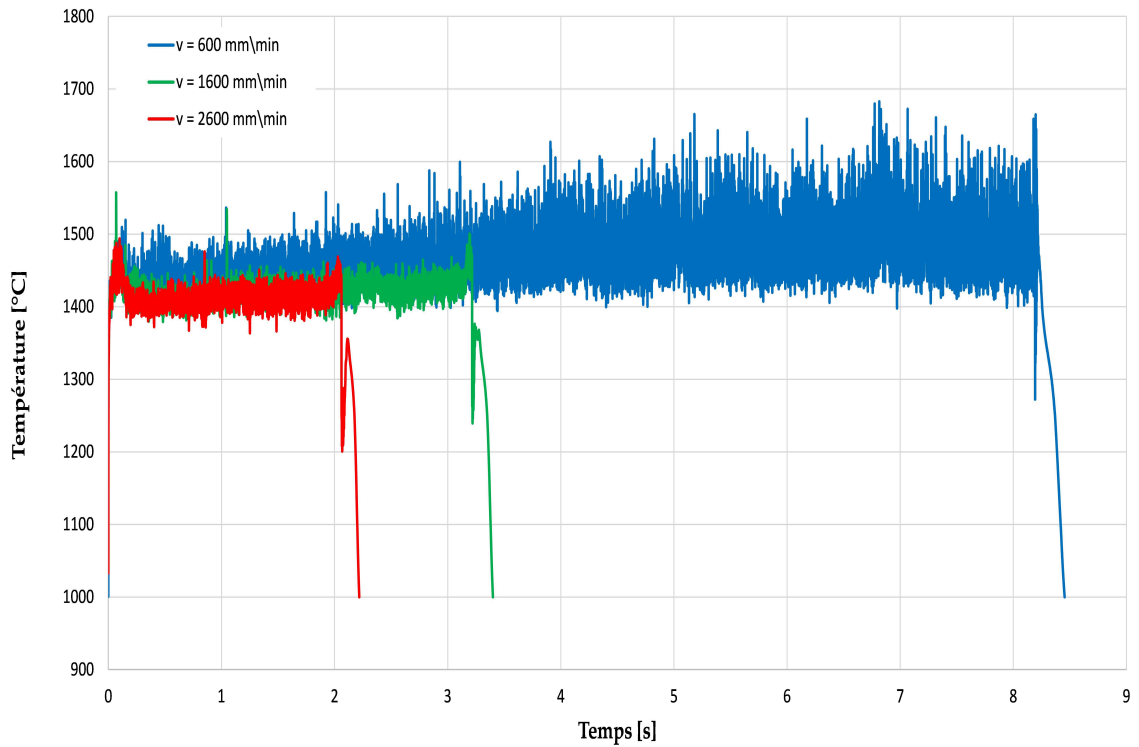


FIGURE 5.15 – Influence de la vitesse de soudage sur l'évolution de la température de luminance (316L).

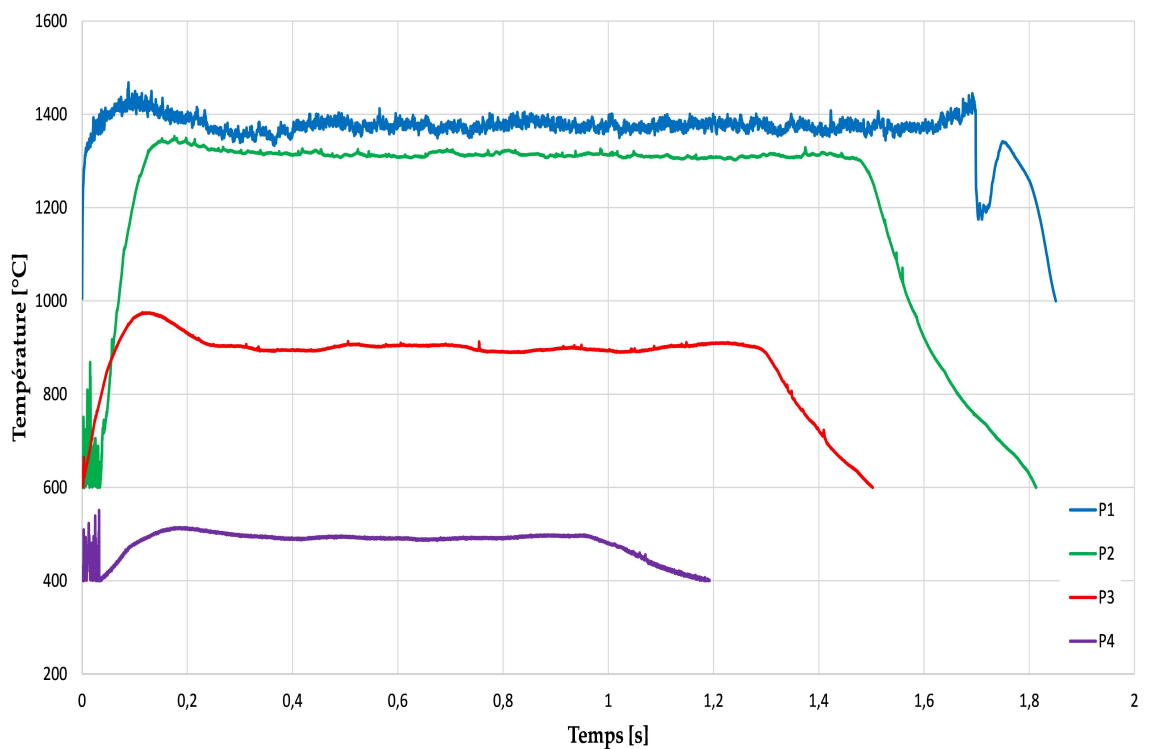


FIGURE 5.16 – Mesures de température de luminance dans les différentes positions sur le cordon pour $v = 1600 \text{ mm.min}^{-1}$: P1, P2, P3 et P4 (316L).

- **Morphologie du bain de soudage** : Sur la figure 5.13, nous pouvons distinguer le cordon de soudage, la zone affectée thermiquement (ZAT) et le métal de base. L'acier 316L étant austénitique, il ne subit pas de transformation métallurgique au cours du soudage et ne fait donc pas apparaître de ZAT contrairement au 15CDV6 (acier bainitique).
Les images données par le microscope optique et la caméra rapide nous ont permis de construire une base de données de la morphologie du bain de soudage en 316L (tableau 5.3) et en 15CDV6 (tableau 5.4). La figure 5.12 a montré un grand effet de la vitesse de soudage sur la morphologie du bain de soudage. Comme attendu, le bain est plus long et moins profond pour une vitesse de 2600 mm.min^{-1} . La figure 5.13 montre que la morphologie du bain fondu est sensible au matériau soudé. Par exemple, en utilisant les mêmes conditions de soudage, le bain en 15CDV6 est plus long par rapport au bain en 316L. Ceci peut être justifié par le fait que les deux matériaux ne possèdent pas les mêmes propriétés thermophysiques (tension de surface, viscosité, conductivité...).
- **Température** : Les images de la distribution de la température données par la caméra thermique (figure 5.14) montrent que les vitesses de soudage affectent la distribution des isothermes (et donc la morphologie du bain de soudage). Le pyromètre a permis de déterminer que les valeurs de température de luminance correspondent aux différentes couleurs données par la caméra thermique. Nous notons que le calcul de la température réelle du matériau à partir de la température de luminance reste une tâche délicate. La température réelle peut être mesurée au cours d'un prochain travail en utilisant d'autres approches expérimentales (pyromètre bichromatique, thermocouple...).
- **Contraintes résiduelles** : Des contraintes résiduelles de l'ordre de 100 MPa ont été trouvées avant le soudage des pièces en 316L. Ces contraintes augmentent après soudage pour atteindre environ 760 MPa pour une vitesse de 600 mm.min^{-1} . Ceci montre que les contraintes résiduelles liées au procédé de soudage peuvent être très importantes.
Comme le montre le tableau 5.5 ces contraintes sont très sensibles à la vitesse de soudage. Ceci peut être justifié par l'effet de la vitesse de soudage sur le cycle thermique.

5.4.2 Fusion d'un lit de poudre

5.4.2.1 Morphologie du bain fondu

La figure 5.17 montre la formation du cordon au cours de la fusion de la poudre sphérique en 316L. L'effet de la vitesse de balayage sur ce cordon est donné par la figure 5.18. L'influence du type de la poudre sur la formation du cordon est présentée par la figure 5.19. La morphologie du cordon des deux types de poudre est donnée par les figures 5.20 et 5.21. Les tableaux 5.6 et 5.7 résument les dimensions du cordon respectivement de la poudre sphérique et de la poudre irrégulière.

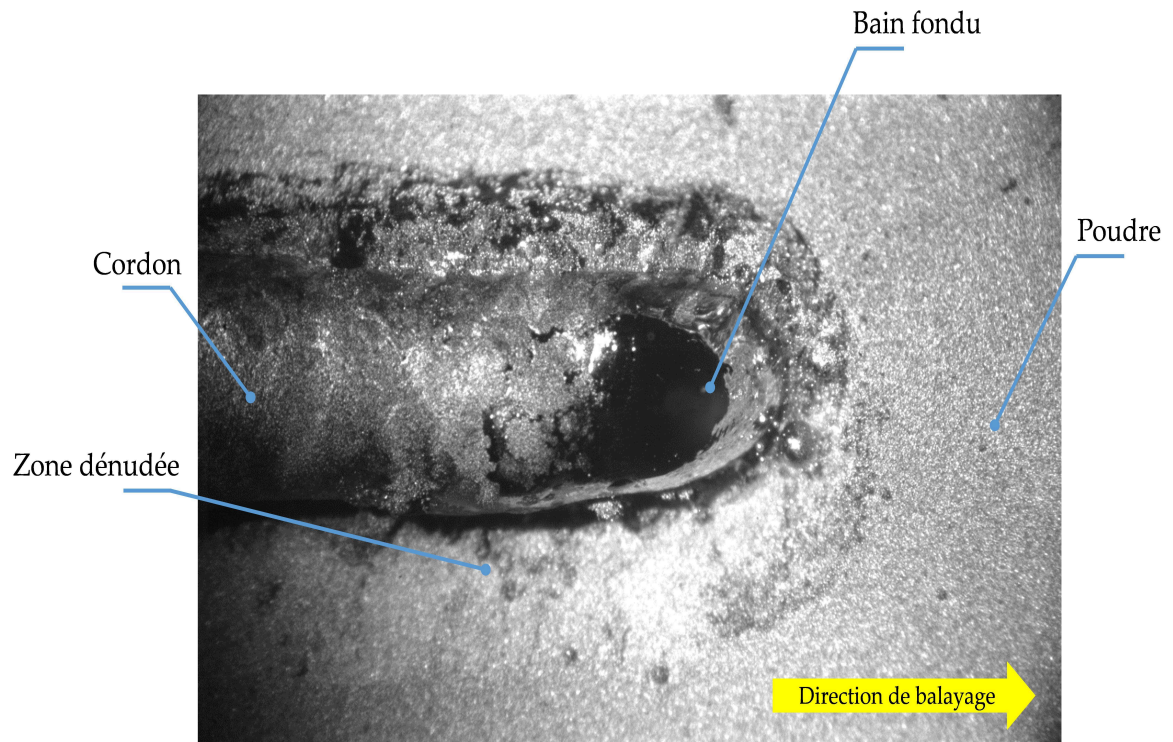


FIGURE 5.17 – Formation du cordon au cours de la fusion d'un lit de poudre sphérique 316L ($v = 400 \text{ mm}\cdot\text{min}^{-1}$).

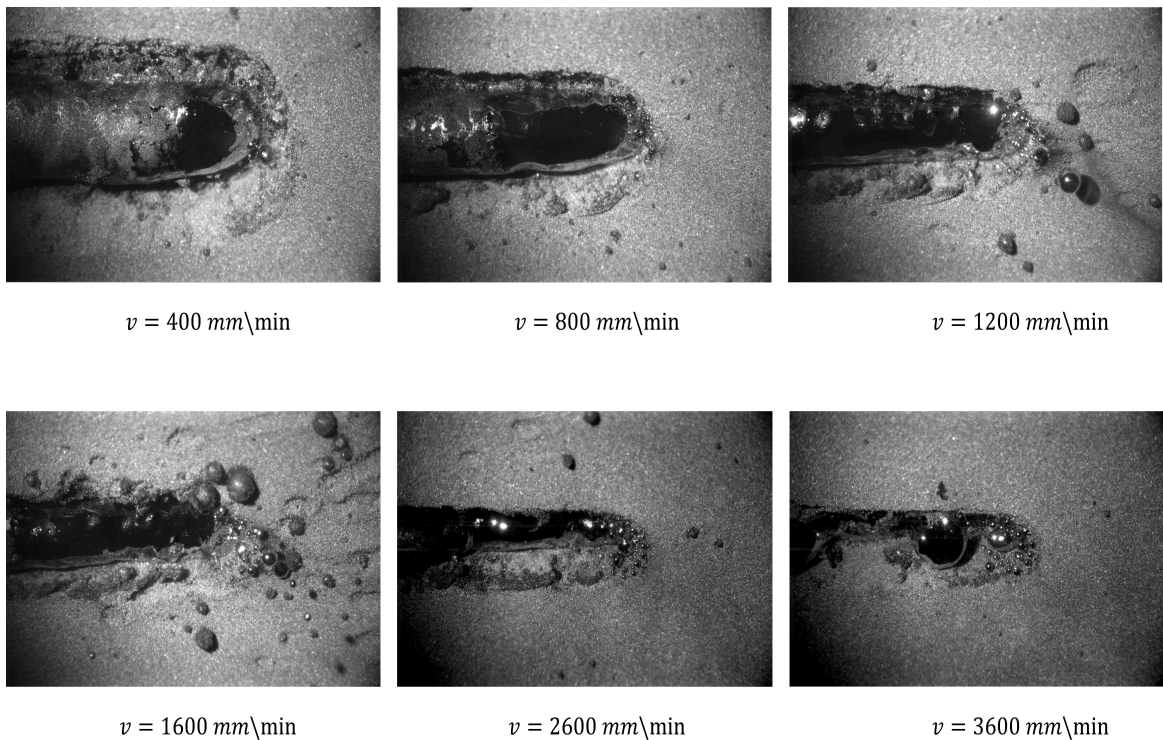
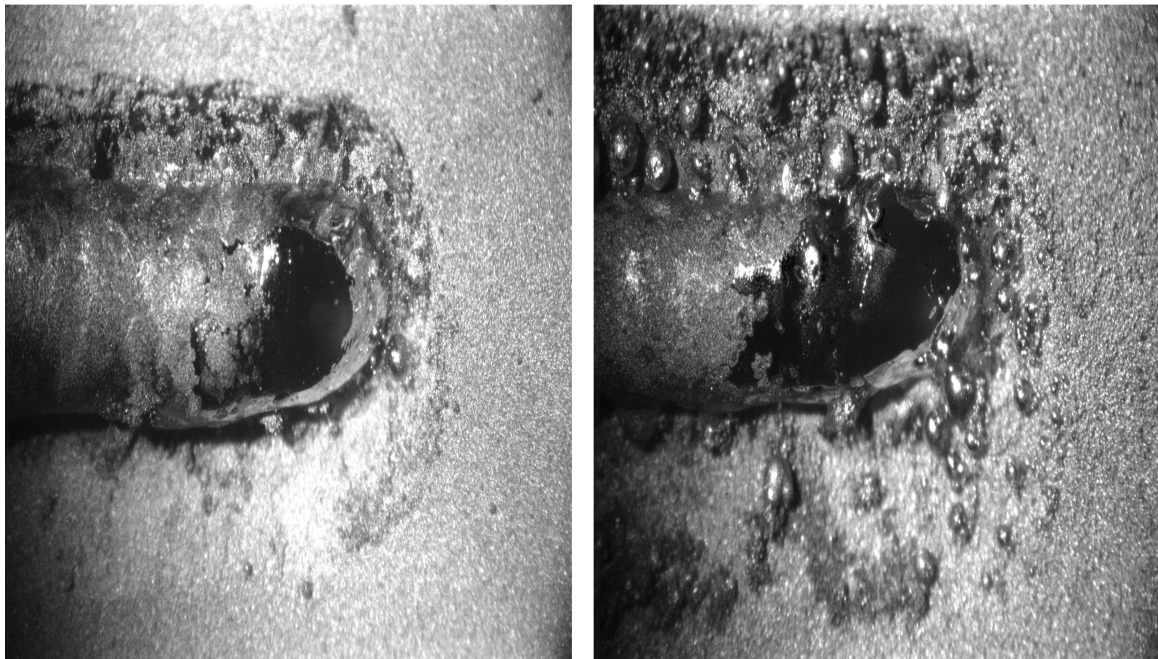


FIGURE 5.18 – Influence de la vitesse de balayage sur la formation du cordon.

5. ÉTUDE EXPÉRIMENTALE : INSTRUMENTATION DES PROCÉDÉS DE SOUDAGE LASER ET DE FUSION D'UN LIT DE POUDRE



Poudre sphérique ($20 - 50 \mu m$)

Poudre irrégulière ($100 - 150 \mu m$)

FIGURE 5.19 – Influence du type de la poudre sur la formation du cordon : $v = 400 \text{ mm} \cdot \text{min}^{-1}$.

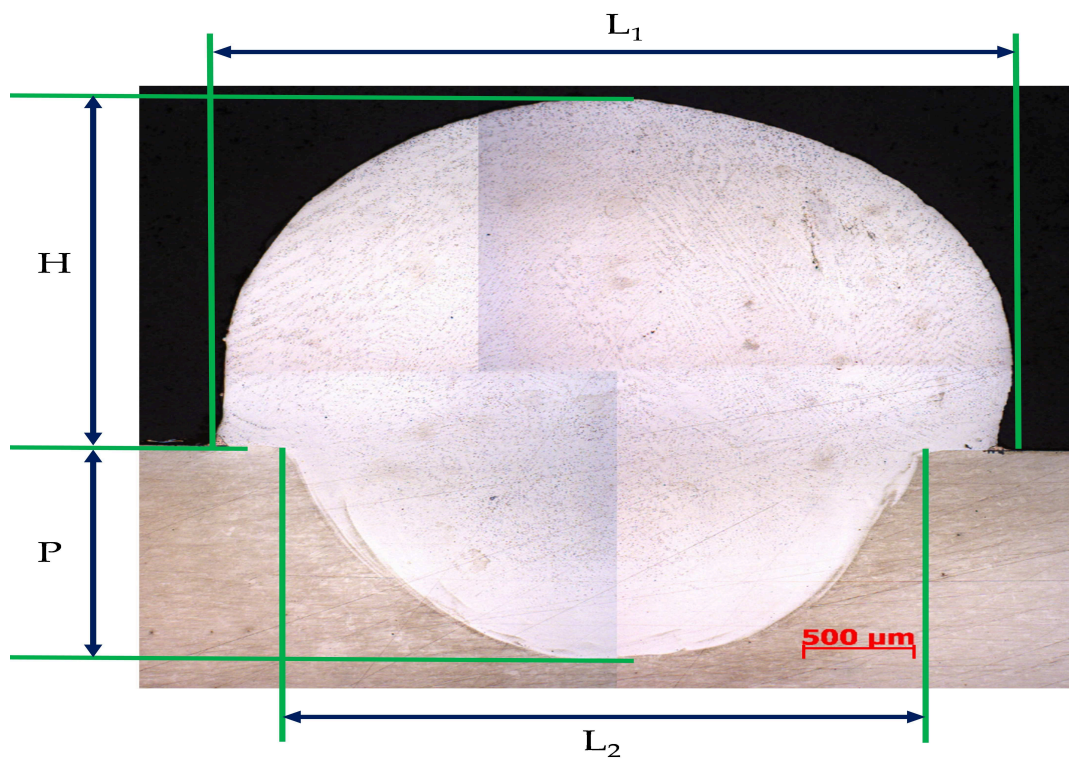
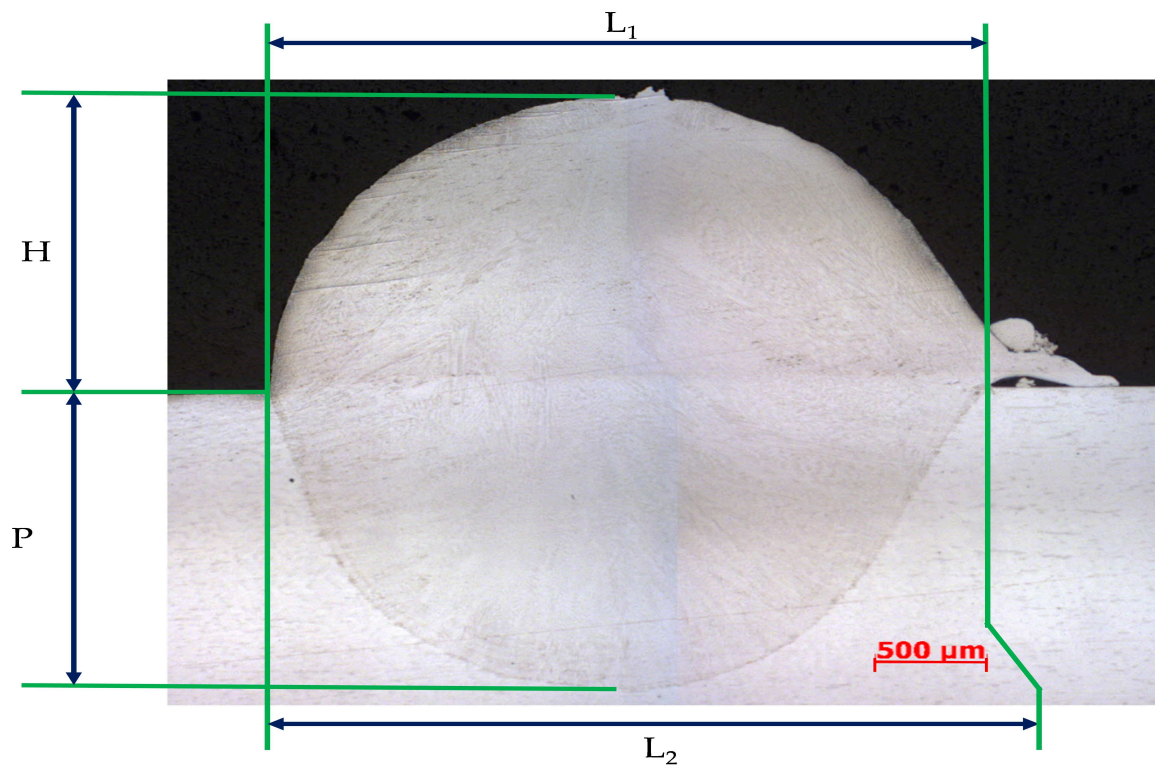


FIGURE 5.20 – Morphologie du cordon de la poudre sphérique ($20 - 50 \mu m$) : image microscopique ($v = 400 \text{ mm} \cdot \text{min}^{-1}$).

TABLE 5.6 – Dimensions du cordon de la poudre sphérique (20 – 50 μm).

Vitesse [mm.min^{-1}]	L_1 [mm]	L_2 [mm]	P [mm]	H [mm]
400	3,93	3,17	1,86	2,47
600	3,91	2,96	1,61	2,24
800	3,53	2,83	1,39	2,22
1000	3,25	2,62	1,3	2,05
1200	3	2,41	1,09	1,88
1400	2,8	2,21	1,01	1,82

FIGURE 5.21 – Morphologie du cordon de la poudre irrégulière (100 – 150 μm) : image microscopique ($v = 400 \text{ mm.min}^{-1}$).TABLE 5.7 – Dimensions du cordon de la poudre irrégulière (100 – 150 μm).

Vitesse [mm.min^{-1}]	L_1 [mm]	L_2 [mm]	P [mm]	H [mm]
400	3,77	3,77	2,42	1,99
600	3,46	3,46	1,97	1,7
800	3,23	3,23	1,7	1,63

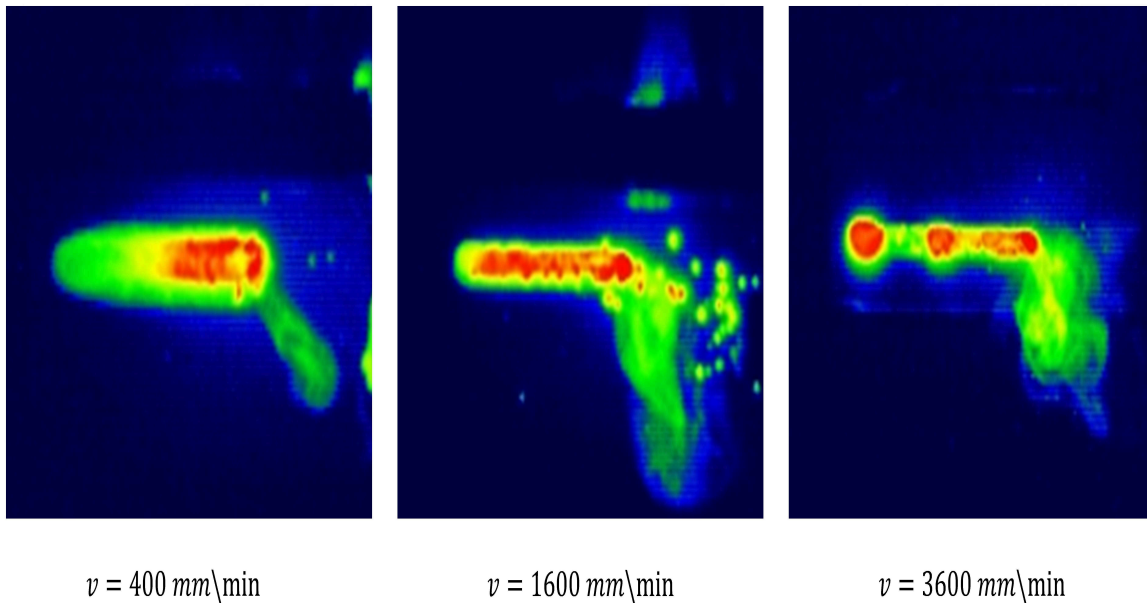


FIGURE 5.22 – Distribution de température donnée par la caméra thermique au cours de la fusion de la poudre sphérique ($20 - 50 \mu\text{m}$).

5.4.2.2 Champ de température

La figure 5.22 présente la distribution de la température au cours de la fusion d'une couche de poudre sphérique pour les vitesses 400 , 1600 et $3600 \text{ mm}\cdot\text{min}^{-1}$.

Commentaires

- **Morphologie du bain fondu** : La figure 5.17 présente la formation d'un cordon après fusion d'une couche de poudre sphérique. Sur cette figure, nous pouvons distinguer le bain fondu, le cordon (bain solidifié) et la poudre non fusionnée. Nous distinguons aussi une zone dénudée (zone vide) qui apparaît entre le cordon et la poudre non fusionnée. Les vidéos de la caméra rapide peuvent expliquer les causes de l'apparition de cette zone. En effet, le bain fondu absorbe la poudre autour de lui. Cette absorption peut être expliquée par l'écoulement mécanique de la poudre qui la déplace vers le bain fondu. Cet écoulement est probablement moins important pour les épaisseurs faibles de couches.

La figure 5.18 présente l'influence de la vitesse de balayage sur la formation du bain fondu. Ce dernier est plus long et moins large pour les vitesses les plus élevées. Le phénomène de "balling" apparaît à partir d'une vitesse de $3600 \text{ mm}\cdot\text{min}^{-1}$. La figure 5.19 montre la formation du cordon des deux types de poudre (poudres sphérique et irrégulière). Nous remarquons que le type de poudre a un effet direct sur la formation et la morphologie du cordon. Ceci peut être justifié par l'influence de la granulométrie et de la taille de la poudre sur son écoulement. Pour mesurer le taux de cet écoulement, un test de coulabilité normalisé (ASTM) a été utilisé. Il consiste à chronométrer l'écoulement de 50 g de poudre à travers un orifice de diamètre de $2,54 \text{ mm}$. La poudre sphérique s'est écoulé après 16 s tandis que 38 s ont été nécessaires pour l'écoulement de la poudre irrégulière. Ces résultats montrent que la coulabilité de la poudre sphérique est plus importante par rapport à celle de la poudre irrégulière.

Les images microscopiques de la coupe transversale des deux poudres sphérique et irrégulière sont données respectivement par les figures 5.20 et 5.21. Nous constatons que la morphologie du cordon est sensible aux types de la poudre. Par exemple, des écarts d'environ 12% et 24% ont été trouvés respectivement au niveau de la largeur L_1 et la hauteur H pour la vitesse 600 mm.min^{-1} . Cet écart peut être justifié aussi par la coulabilité des deux poudres. Nous constatons que la hauteur du cordon de la poudre sphérique est supérieure à l'épaisseur initiale de la couche de poudre (2 mm) pour les vitesses 400, 600, 800 et 1000 mm.min^{-1} . Ceci peut être expliqué par la coulabilité de la poudre sphérique qui facilite son absorption par le bain fondu ce qui permet d'augmenter le volume du cordon. Pour ces vitesses, le phénomène de retrait de la poudre est donc moins visible. En revanche, il commence à être visualisé à partir d'une vitesse de 1200 mm.min^{-1} . En effet, la quantité de la poudre absorbée est moins importante pour les vitesses élevées. La coulabilité de la poudre irrégulière et donc son absorption par le bain fondu sont moins importantes. C'est pour cette raison que la hauteur H du cordon de la poudre irrégulière est inférieure à 2 mm même pour les basses vitesses.

- **Température** : Les images de la caméra thermique (figure 5.22) montrent que la vitesse de balayage a des effets sur la distribution des isothermes (et donc la morphologie du bain de soudage). Par exemple, le bain fondu dans le cas d'une vitesse de 1600 mm.min^{-1} est plus long et moins large que celui de la vitesse 400 mm.min^{-1} . Les images montrent aussi que le phénomène de "balling" apparaît avec une vitesse de 3600 mm.min^{-1} .

La série d'essais de la fusion d'un lit de poudre nous a permis de mieux analyser et comprendre ce procédé. Comme première remarque, nous avons constaté que le bain fondu absorbe la poudre non fusionnée autour de lui. Ce phénomène est bien visible surtout pour la poudre sphérique qui possède une coulabilité importante. L'absorption de la poudre par le bain conduit à la création d'une zone dénudée entre le cordon et la poudre non fusionnée. Elle permet aussi d'augmenter le volume du cordon surtout pour la poudre sphérique et avec des vitesses faibles. En raison de cette absorption et des effets de tension de surface, l'épaisseur du cordon peut dépasser celui de la couche de poudre. Donc, le phénomène de compactage ou de retrait de la poudre intégré dans notre méthode de simulation (chapitre 4) n'est pas suffisant pour simuler la formation du bain fondu après la fusion d'une couche épaisse. Il conviendra d'y ajouter l'apport de matière associé à l'écoulement de la poudre au voisinage du bain fondu, phénomène qui très probablement dépend fortement de la profondeur de ce bain (ce phénomène est probablement moins important au cours du SLM car la couche de poudre a une faible épaisseur). Il conviendra également d'y ajouter la formation d'une interface entre la matière fondue et la poudre.

5.5 CONCLUSION

Dans ce chapitre, une approche expérimentale des procédés de soudage laser et de fusion d'un lit de poudre a été effectuée. L'objectif étant de réaliser un banc d'essai d'une part pour analyser et mieux comprendre ces deux procédés, d'autre part pour fournir les données expérimentales nécessaires afin de valider dans un travail ultérieur la méthode numérique développée dans cette thèse. La démarche proposée consiste à instrumenter

5. ÉTUDE EXPÉRIMENTALE : INSTRUMENTATION DES PROCÉDÉS DE SOUDAGE LASER ET DE FUSION D'UN LIT DE POUDRE

une machine de soudage laser afin de mesurer différentes grandeurs (morphologie du bain fondu, champ de température, contraintes résiduelles...). Pour ce faire, plusieurs outils d'instrumentation (caméra rapide, caméra thermique, pyromètre optique...) ont été mis en œuvre.

Dans un premier temps, une série d'essais de soudage laser a été effectuée sur des pièces en 316L. Ces pièces ont subi un traitement thermique afin de réduire les contraintes résiduelles liées au laminage et à l'usinage. Ce traitement permettra de s'affranchir de la prise en compte des contraintes résiduelles initiales au cours d'une simulation numérique. Les dimensions du bain de soudage (longueur, largeur, profondeur, hauteur) ont été déterminées en utilisant les images de la caméra rapide et du microscope optique. La caméra thermique a permis de fournir la distribution de la température au cours du soudage. La température de luminance a été mesurée dans différentes positions sur le cordon à l'aide d'un pyromètre optique monochromatique. La technique DRX a été utilisée pour mesurer les contraintes résiduelles liées au soudage des pièces en 316L. Les résultats de ces différentes grandeurs vont permettre dans une étude ultérieure de réaliser une démarche de validation de la méthode numérique proposée dans cette thèse pour simuler le soudage.

Dans un second temps, des essais du procédé de fusion d'un lit de poudre ont été réalisés sur la machine de soudage. L'idée consiste à remplir un substrat creux par une couche de poudre et ensuite fusionner la poudre en utilisant le laser de la machine. Ceci a permis d'éviter l'instrumentation compliquée d'une machine de fusion sélective par laser (SLM). L'objectif de ces essais était d'instrumenter et surtout mieux comprendre ce procédé. Comme résultats, les dimensions du cordon de deux types de poudre (sphérique et irrégulière) ont été mesurées. Ces résultats et surtout la hauteur du cordon ont montré que le retrait de la poudre ne peut pas être toujours visible. En effet, la hauteur du cordon de la poudre sphérique a dépassé l'épaisseur initiale de la couche de poudre (2 mm) pour les basses vitesses. Ceci peut être expliqué par les vidéos de la caméra rapide qui ont montré que le bain fondu absorbe la poudre autour de lui. Cette absorption permet d'augmenter le volume du cordon et de créer une zone dénudée entre le cordon et la poudre non fusionnée. Le retrait de la poudre a été facilement visualisé avec la poudre irrégulière même pour des faibles vitesses de balayage. Ceci peut être expliqué par sa faible coulabilité qui retarde son absorption par le bain fondu (moins d'apport de matière). L'expérimentation de différentes vitesses de balayage a montré que la morphologie du cordon est sensible aussi à ces vitesses.

Finalement, les essais réalisés nous ont permis de mieux comprendre la physique au cours des procédés de soudage et de fusion de lit de poudre. Ils nous ont permis aussi de construire une base de données de résultats expérimentaux. Ceci permettra dans un travail ultérieur d'améliorer et de valider le modèle numérique développé.

Conclusion générale

Le travail présenté dans ce manuscrit a porté sur la mise en place de méthodes numériques pour la simulation de la formation du bain fondu au cours des procédés de soudage laser et de fusion d'un lit de poudre en tenant compte de leur complexité. L'approche proposée dans cette thèse consiste à simuler les écoulements du fluide dans le bain à travers les deux effets de la tension de surface (effet de courbure et effet Marangoni) et la flottabilité. Une approche ALE est utilisée afin de suivre l'évolution de la surface libre de la zone fondue. L'interaction entre les écoulements du fluide dans le bain fondu et les déformations du solide dans le métal de base est aussi assurée en utilisant une nouvelle stratégie de couplage fluide/solide. L'objectif était donc de bien simuler la formation du bain fondu.

Dans un premier temps, une nouvelle formulation du problème fluide a été proposée. Elle a été détaillée dans le cadre d'un fluide newtonien, incompressible mécaniquement. L'élément fini tétraédrique $P1+/P1$, linéaire mixte en vitesse et en pression, a été choisi pour la discrétisation. La linéarisation du terme de convection ($\text{grad } \mathbf{v} \cdot \mathbf{v}$) qui a été utilisée pour l'intégration temporelle de la formulation faible a permis de simplifier le problème fluide. La méthode développée par Leblond et al. [80] a été intégrée pour simuler la tension de surface. Elle incorpore à la fois la force normale exercée sur la surface libre au-dessus du bain ("effet de courbure") et l'effet tangentiel ("effet Marangoni") d'une manière très simple et efficace par rapport aux méthodes classiques. La formulation proposée a été validée en utilisant des tests numériques (problèmes de ballottement et de soudage ponctuel). Les résultats ont montré sa robustesse et son efficacité.

Dans un deuxième temps, une nouvelle stratégie du couplage fluide/solide a été présentée afin de prendre en compte l'effet des déformations du solide dans le métal de base sur les écoulements du fluide et donc sur la morphologie du bain fondu. Elle a permis de simuler l'interaction fluide/solide tout en évitant les problèmes numériques liés au couplage fort. Une simulation d'une plaque chauffée en son centre a été ensuite réalisée afin de valider la stratégie proposée. Les résultats (température, déplacement et contraintes de von Mises) obtenus par cette stratégie ont été comparés à ceux obtenus par un couplage faible (sans prise en compte de l'interaction fluide/solide). La comparaison a montré que les déformations du solide ont un effet limité sur la température et le déplacement U_z . Cet effet peut être plus significatif dans le cas des procédés où les déformations du solide sont plus importantes.

Comme première application des méthodes numériques développées, une simulation thermo-fluide-mécanique de soudage laser a été réalisée. Les résultats en termes de vi-

tesse d'écoulement et d'évolution de la surface libre concordent avec les résultats de la littérature. La comparaison des résultats de deux simulations, une étant thermo-fluide (avec écoulements) et une autre purement thermique (sans écoulements), a montré une grande influence des écoulements du fluide sur l'évolution de la température et la morphologie du bain fondu. Une étude de sensibilité des paramètres numériques a aussi été effectuée. Les effets de la taille des éléments finis et du pas de temps sur la qualité des résultats thermo-fluides ont ainsi été étudiés. Les résultats ont montré que les écoulements dans le bain peuvent être simulés en utilisant une taille d'élément de $400\ \mu m$. Cette taille est supérieure à celle couramment utilisée dans ce type de simulation (entre 30 et $100\ \mu m$). La comparaison des résultats obtenus avec trois pas de temps ($0,4$; $0,2$ et $0,1\ ms$) a montré que l'influence du pas de temps sur la qualité des résultats est très faible (pour la gamme de pas de temps choisis). Cette étude de sensibilité nous a permis de confirmer l'efficacité et la robustesse de la formulation du problème fluide présentée dans cette thèse.

Une étude de l'influence du couplage fluide/solide sur les résultats thermo-fluides a été ensuite effectuée. Les résultats des deux simulations, une avec un couplage faible (sans prendre en compte l'effet des déformations du solide dans le métal de base) et une autre en utilisant notre stratégie de couplage (en tenant compte de l'effet des déformations du solide dans le métal de base), ont été comparés. Cette comparaison a montré que les déformations du solide dans le métal de base ont des effets sur les écoulements du fluide et la morphologie du bain fondu. Par exemple, un écart maximal de l'ordre de 28% a été trouvé en comparant les vitesses d'écoulement obtenues pour des deux simulations. Cela nous confirme l'importance du couplage fluide/solide pour la simulation numérique des procédés thermomécaniques. En effet, au cours d'un procédé de soudage laser les déplacements mécaniques restent très faibles (de l'ordre de $2 \cdot 10^{-4}\ m$) comparés à ceux induits par d'autres procédés. L'effet des déformations du solide sur les écoulements dans le bain fondu sera probablement encore plus important pour des procédés ou des configurations de soudage conduisant à des déformations plus grandes comme par exemple le soudage en chanfrein étroit.

Comme deuxième application, une première simulation thermo-fluide de la fusion d'un lit de poudre a été présentée. Elle consiste à prendre en compte le changement des propriétés thermophysiques (masse volumique, conductivité thermique et chaleur spécifique) en fonction de l'état de matière (poudre ou compact). La variation de la masse volumique en fonction de cet état a permis de considérer le retrait de la couche de poudre après sa fusion. Les résultats numériques ont montré que la porosité initiale de la couche de poudre a un grand effet sur le déplacement de la surface libre et donc sur la morphologie du bain fondu. Cet effet ne peut être lié qu'au retrait de la poudre puisque la vitesse d'écoulement n'est pas très sensible à cette porosité. Comme la vitesse, la température est également peu sensible à la porosité.

Le dispositif expérimental développé a permis en premier lieu d'acquérir quelques résultats de soudage laser (morphologie du bain fondu, température et contraintes résiduelles) qui permettront dans un travail ultérieur de réaliser une démarche de validation des modèles et méthodes numériques proposées. En second lieu, ce dispositif a aidé à mieux comprendre les phénomènes physiques mis en jeu par la fusion d'un lit de poudre. Comme première remarque, nous avons constaté que le bain fondu absorbe la poudre non fusionnée autour de lui. Ce phénomène est bien visible surtout pour la poudre sphérique qui possède une coulabilité importante. L'absorption de la poudre par le bain conduit à la création d'une zone dénudée entre le cordon et la poudre non fusionnée. Elle permet aussi d'augmenter le volume du cordon surtout pour la poudre

sphérique et avec des vitesses faibles. En raison de cette absorption et des effets de tension de surface, l'épaisseur du cordon peut dépasser celui de la couche de poudre. Donc, le phénomène de retrait de la poudre intégré dans notre simulation de fusion de lit de poudre n'est pas suffisant pour simuler la formation du bain fondu après la fusion d'une couche épaisse.

Perspectives

Le travail effectué dans cette thèse apporte des améliorations intéressantes pour la modélisation du soudage laser et de la fusion d'un lit de poudre. Cependant, quelques développements peuvent encore être nécessaires :

- Zone fondue : la formulation du problème fluide permet de simuler le soudage laser par conduction. Pour simuler la formation du keyhole en transitoire, des améliorations doivent être réalisées.
- Couplage fluide/solide : Afin de bien montrer l'intérêt du couplage fluide/solide, une simulation de soudage par résistance par point peut être réalisée. Au cours de ce procédé, l'effet des déformations du solide sur les écoulements dans le bain fondu devrait être beaucoup plus important.
- Simulation de fusion d'un lit de poudre : Il conviendra d'y ajouter l'apport de matière associé à l'écoulement de la poudre au voisinage du bain fondu, un phénomène qui semble dépendre fortement de la profondeur de ce bain (ce phénomène est probablement moins important au cours du SLM car la couche de poudre a une faible épaisseur). Il conviendra également d'y ajouter la formation d'une interface entre la matière fondue et la poudre afin de bien simuler la formation du bain.
- Mesures de température : l'approche expérimentale proposée ne permet de mesurer que la température de luminance. Pour trouver la vraie température du matériau, l'utilisation d'autres méthodes expérimentales est nécessaire. Une calibration du pyromètre avec un thermocouple peut être une solution pour mesurer cette température.
- Épaisseur de couche de poudre : au cours de l'expérimentation de la fusion d'un lit de poudre, une seule épaisseur de couche a été testée. L'expérimentation d'autres épaisseurs peut être intéressante afin d'étudier son effet sur la formation du bain, sur l'apparition de la zone dénudée et sur l'écoulement de la poudre.
- Validation : La simulation numérique de soudage laser peut être validée en utilisant les résultats expérimentaux.

ANNEXE A

**PROPRIÉTÉS PHYSIQUES ET MÉCANIQUE
DE L'ACIER INOXYDABLE 316L**

A.1 DESCRIPTION DE L'ACIER INOXYDABLE 316L

Le 316L (X2CrNiMo17-12-3) est un acier à base de fer avec la composition chimique suivante :

TABLE A.1 – Composition chimique du 316L en pourcentage.

C	Mn	P	S	Si	Cr	Ni	Mo	N
0,022	1,846	0,039	0,0004	0,319	16,97	20,01	2,01	0,0368

A.2 PROPRIÉTÉS PHYSIQUES

Nous trouvons ci-après les propriétés thermophysiques en fonction de la température. La figure A.1 présente la variation de la conductivité thermique en fonction de la température. La variation de la chaleur spécifique en fonction de la température est donnée par la figure A.2. La figure A.3 illustre la variation de la masse volumique en fonction de la température.

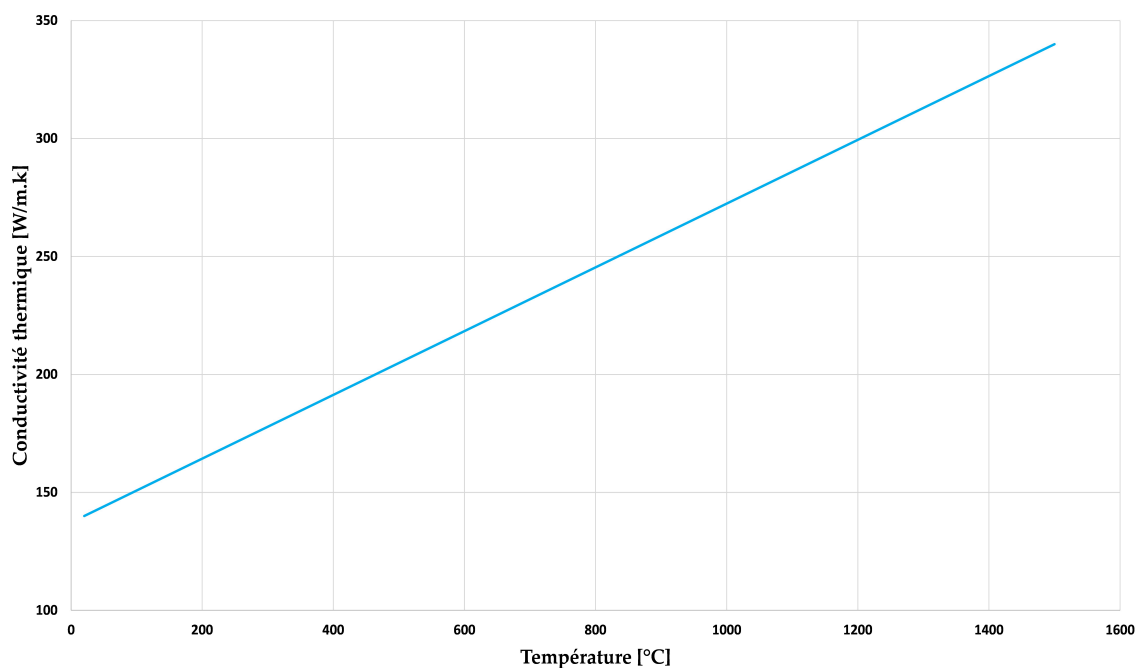


FIGURE A.1 – Variation de la conductivité thermique en fonction de la température.

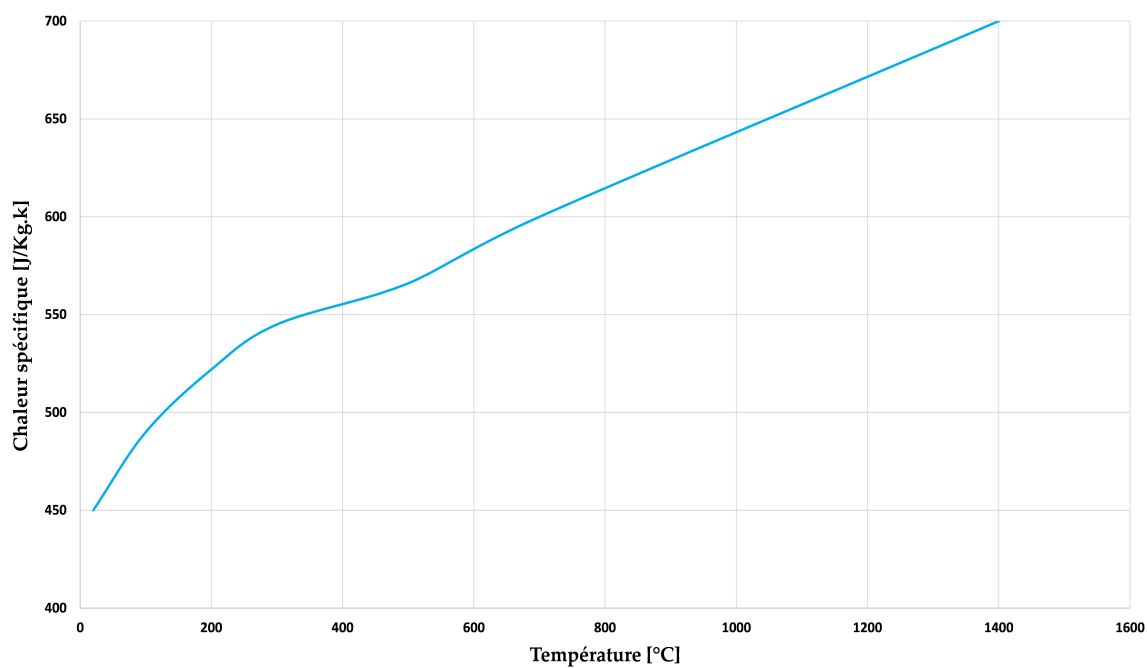


FIGURE A.2 – Variation de la chaleur spécifique en fonction de la température.

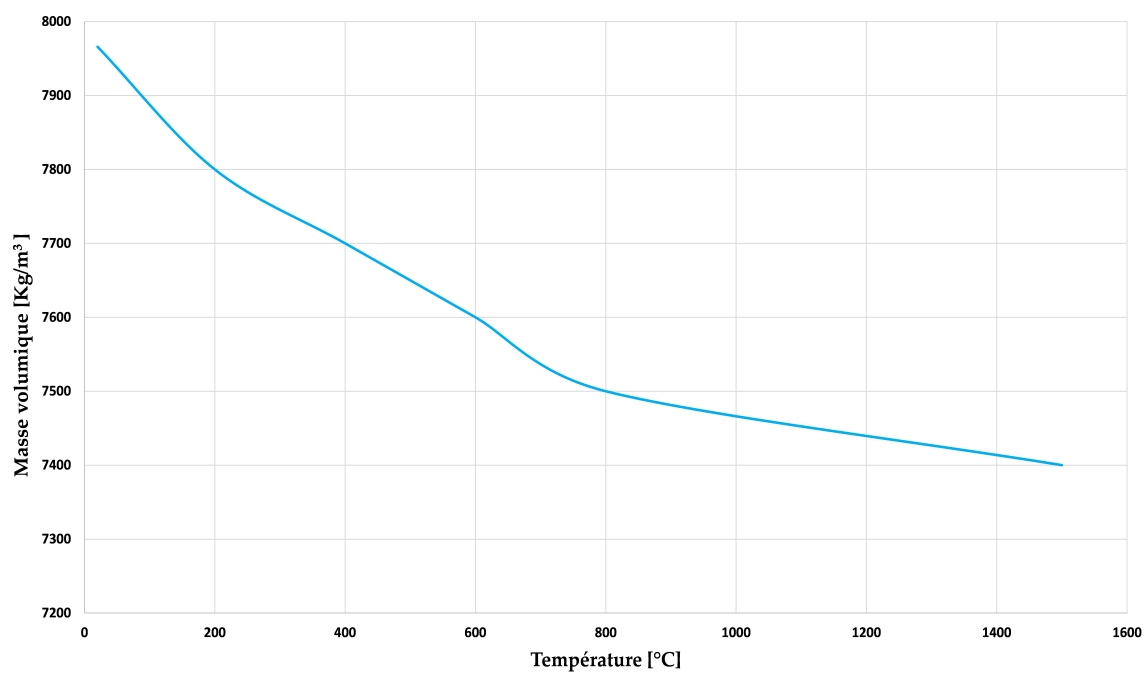


FIGURE A.3 – Variation de la masse volumique en fonction de la température.

A.3 PROPRIÉTÉS MÉCANIQUES

Les variations des propriétés mécaniques en fonction de la température sont données par les figures A.4, A.5, A.6 et A.7.

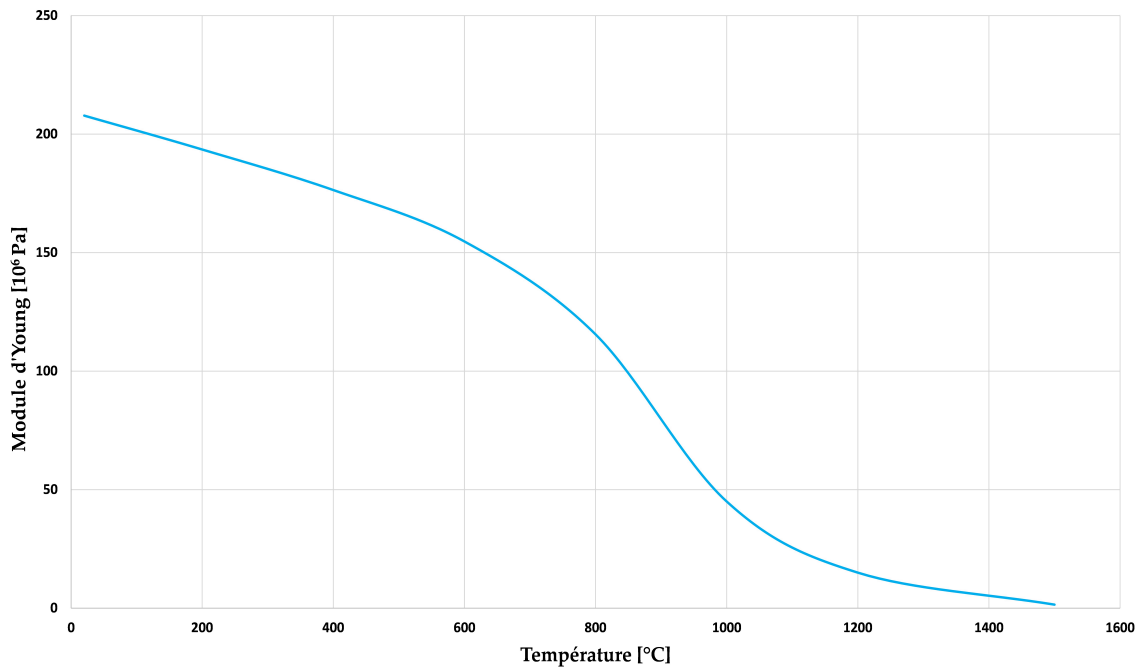


FIGURE A.4 – Variation du module d'Young en fonction de la température.

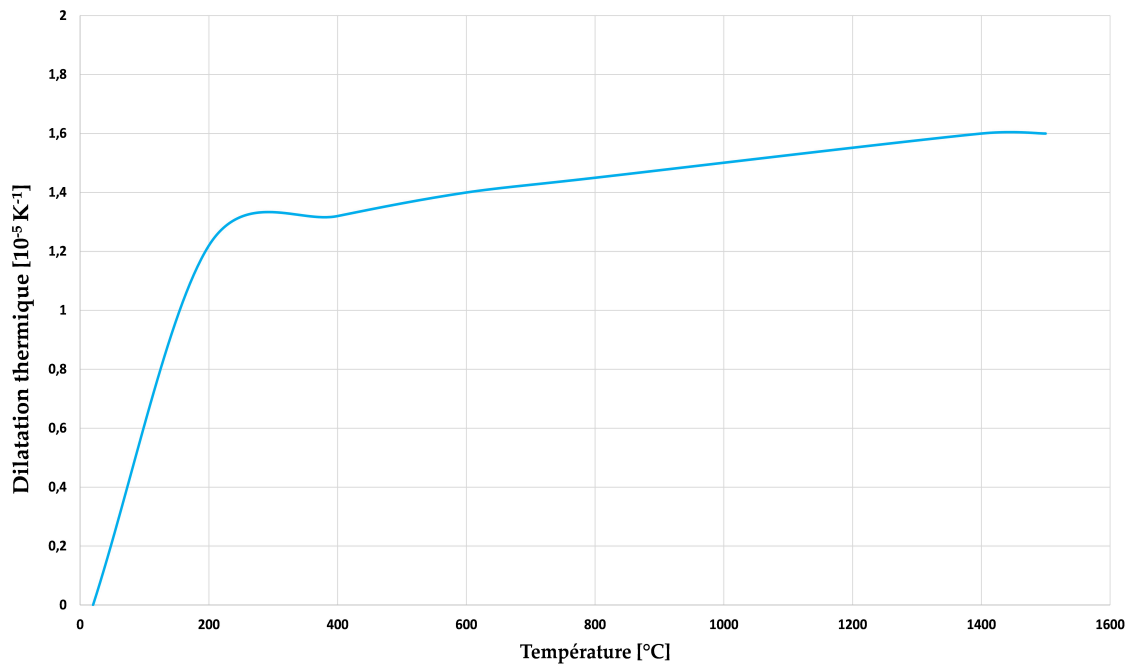


FIGURE A.5 – Variation de la dilatation thermique en fonction de la température.

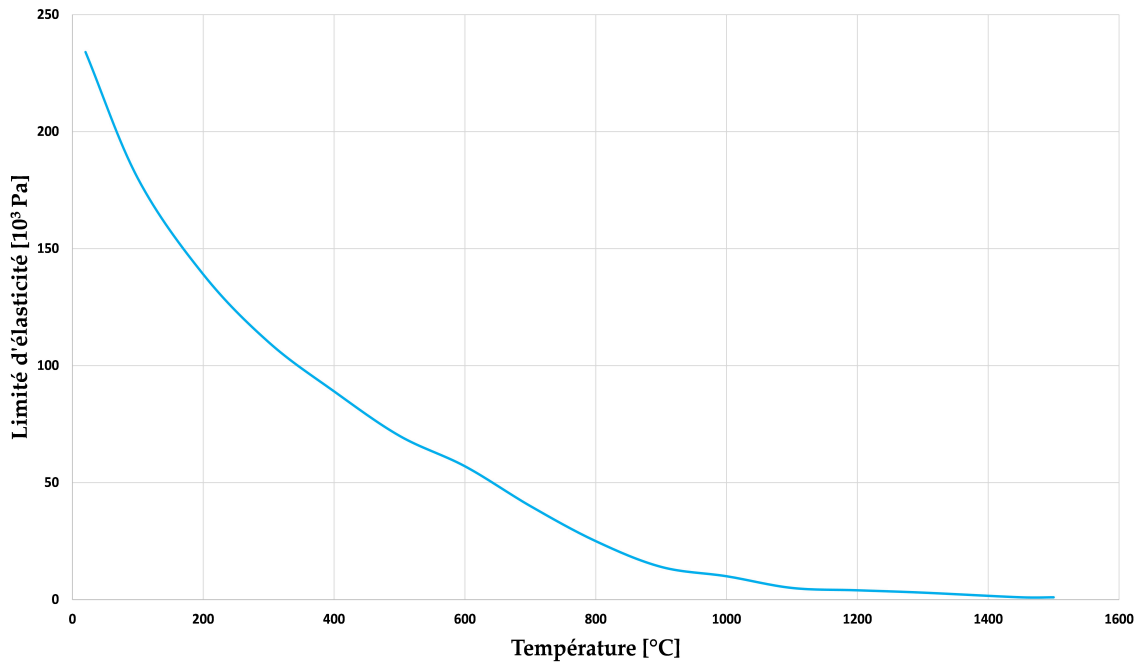


FIGURE A.6 – Variation de la limite d'élasticité en fonction de la température.

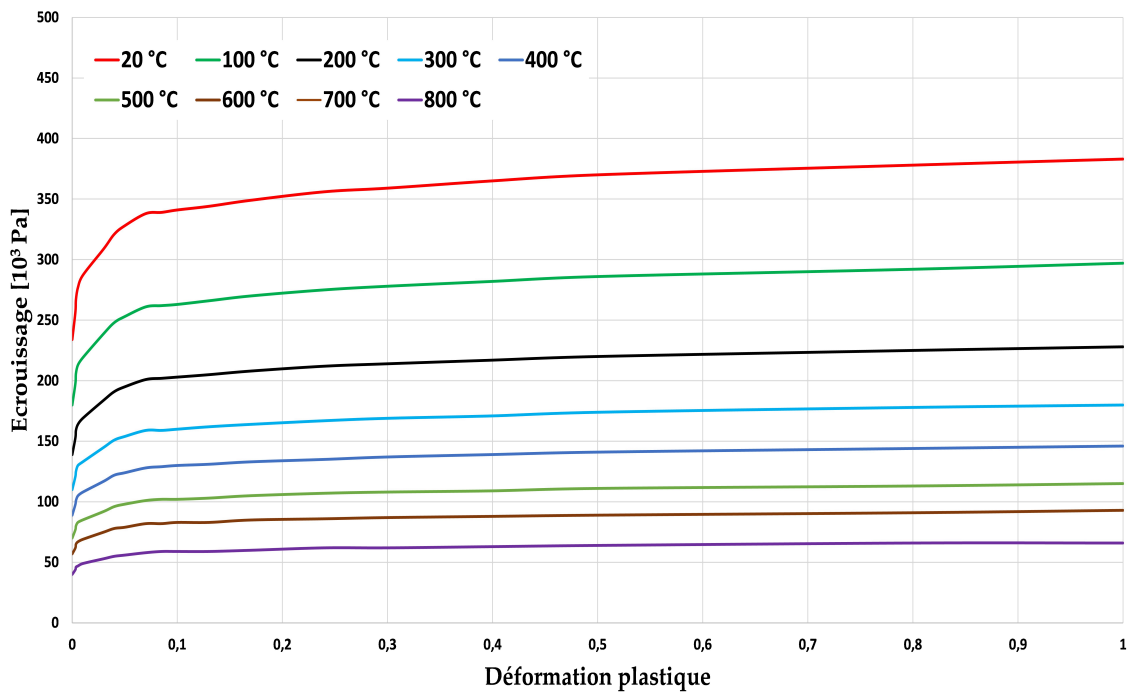


FIGURE A.7 – Variation de l'écrouissage en fonction de la température.

ANNEXE B

**PROPRIÉTÉS PHYSIQUES DES DEUX ÉTATS :
POUDRE ET COMPACT**

B. PROPRIÉTÉS PHYSIQUES DES DEUX ÉTATS : POUDRE ET COMPACT

Les propriétés thermophysiques des couches de poudre de porosité de 0, 7, 20 et 33 % sont données respectivement par les tableaux B.1, B.2, B.3 et B.4.

TABLE B.1 – Propriétés physiques des deux états pour une porosité de couche de poudre de 0%.

État	masse volumique $\rho [Kg.m^{-3}]$	conductivité thermique $\lambda [W.m^{-1}.K^{-1}]$	chaleur spécifique $C [J.Kg^{-1}.K^{-1}]$
Poudre	7500	20	600
Compact	7500	34	700

TABLE B.2 – Propriétés physiques des deux états pour une porosité de couche de poudre de 7%.

État	masse volumique $\rho [Kg.m^{-3}]$	conductivité thermique $\lambda [W.m^{-1}.K^{-1}]$	chaleur spécifique $C [J.Kg^{-1}.K^{-1}]$
Poudre	7000	20	600
Compact	7500	34	700

TABLE B.3 – Propriétés physique des deux états pour une porosité de couche de poudre de 20%.

État	masse volumique $\rho [Kg.m^{-3}]$	conductivité thermique $\lambda [W.m^{-1}.K^{-1}]$	chaleur spécifique $C [J.Kg^{-1}.K^{-1}]$
Poudre	6000	20	600
Compact	7500	34	700

TABLE B.4 – Propriétés physique des deux états pour une porosité de couche de poudre de 33%.

État	masse volumique $\rho [Kg.m^{-3}]$	conductivité thermique $\lambda [W.m^{-1}.K^{-1}]$	chaleur spécifique $C [J.Kg^{-1}.K^{-1}]$
Poudre	5000	20	600
Compact	7500	34	700

Table des figures

1.1	Principe du soudage laser [1].	5
1.2	Principe de procédé de fusion sélective par laser (SLM).	6
1.3	Interaction et couplage entre thermique, métallurgie et mécanique.	7
1.4	Résultats de déplacement pour une structure industrielle[16].	9
1.5	Quelques exemples de la modélisation de l'apport de chaleur [17; 18].	10
1.6	Principe du couplage faible.	12
1.7	Différents moteurs d'écoulement du fluide dans le bain de soudage [33].	14
1.8	Variation de la tension de surface et de gradient de la tension de surface en fonction de la température T pour quelques valeurs de concentration en soufre d'après Sahoo et al. [31].	15
1.9	Champ de température et vitesse d'écoulement dans le bain fondu : (a) $\frac{\partial\gamma}{\partial T} < 0$, (b) $\frac{\partial\gamma}{\partial T} > 0$ [38].	16
1.10	Simulation numérique de la formation du bain à surface libre déformable en utilisant la méthode level set [48].	17
1.11	Simulation numérique de la formation du bain à surface libre déformable en utilisant la méthode VOF [49].	18
1.12	Effet de "Balling" au cours de la fusion d'un lit de poudre [52].	19
1.13	Simulation de la fusion d'un lit de poudre (zone dénudation, écoulements du fluide, interaction laser-particules de poudre) : échelle des particules de poudre [52].	20
1.14	Simulation de la formation du bain fondu à surface libre déformable en utilisant une approche ALE (SLM) : (a) 10 ms, (b) 300 ms, (c) 500 ms, (d) 700 ms [57].	21
1.15	Simulation de la formation du bain fondu à surface libre déformable en utilisant une approche level set (SLM) [58].	21
2.1	Phénomènes physiques dans un bain fondu [15].	26
2.2	Le domaine fluide et ses frontières.	27
2.3	Élément linéaire tétraédrique P1+/P1.	30
2.4	Champ de déplacement vertical de l'eau dans un problème de ballonnement : prise en compte de la tension de surface à travers les chargements extérieurs et en utilisant des éléments de classe C^0 [80].	34
2.5	Maillage 2D avec des éléments de peau 1D (les éléments en bleu).	35
2.6	Algorithme proposé pour l'approche ALE.	36
2.7	Définition de la normale à un nœud de la surface libre et projection de la vitesse matérielle.	38

2.8	Imposer les déplacements des nœuds de la surface libre comme chargement : Maillage avant actualisation des positions des nœuds.	38
2.9	Maillage après l'actualisation des positions des nœuds.	39
2.10	(a) Schématisation, (b) maillage du problème de ballottement.	41
2.11	Déplacement du point "P" sous l'effet du poids propre du fluide.	43
2.12	Déplacement du point "P" sous l'effet du poids propre du fluide et de la tension de surface $\gamma = 0,001 N.m^{-1}$	43
2.13	Déplacement du point "P" sous l'effet du poids propre du fluide et de la tension de surface $\gamma = 0,01 N.m^{-1}$	44
2.14	Déplacement du point "P" sous l'effet du poids propre du fluide et de la tension de surface $\gamma = 0,1 N.m^{-1}$	44
2.15	Déplacement du point "P" sous l'effet du poids propre du fluide et de la tension de surface $\gamma = 1 N.m^{-1}$	45
2.16	Déplacement du point "P" sous l'effet du poids propre du fluide et de la tension de surface : $\gamma = 0,001 N.m^{-1}$ et $\gamma = 1 N.m^{-1}$	45
2.17	Déplacement du point "P" sous l'effet de la tension de surface et sans l'effet du poids propre du fluide : $\gamma = 1 N.m^{-1}$	46
2.18	(a) Schématisation [33], (b,c) maillage du problème de Benchmark.	47
2.19	Température axiale : Gradient de température de tension de surface positif $\frac{\partial \gamma}{\partial T} > 0$	49
2.20	Température axiale : Gradient de température de tension de surface négatif $\frac{\partial \gamma}{\partial T} < 0$	50
2.21	Température radiale : Gradient de température de tension de surface positif $\frac{\partial \gamma}{\partial T} > 0$	50
2.22	Température radiale : Gradient de température de tension de surface négatif $\frac{\partial \gamma}{\partial T} < 0$	51
2.23	Vitesse axiale : Gradient de température de tension de surface positif $\frac{\partial \gamma}{\partial T} > 0$	51
2.24	Vitesse axiale : Gradient de température de tension de surface négatif $\frac{\partial \gamma}{\partial T} < 0$	52
2.25	Vitesse radiale : Gradient de température de tension de surface positif $\frac{\partial \gamma}{\partial T} > 0$	52
2.26	Vitesse radiale : Gradient de température de tension de surface négatif $\frac{\partial \gamma}{\partial T} < 0$	53
3.1	Interaction entre la zone fluide et la zone solide en soudage : (a) morpholo- gie initiale du bain fondu ; (b) morphologie du bain fondu après l'effet des déformations du solide.	58
3.2	Les différentes zones du calcul.	60
3.3	Algorithme de couplage entre les états fluides et solide.	61
3.4	Maillage initial.	62
3.5	Calcul thermo-fluide : les différents types d'élément et de nœud.	63
3.6	Imposer les vitesses des nœuds solides au cours du calcul thermo-fluide.	63
3.7	Approche ALE : imposer les déplacements des différents types de nœuds afin d'actualiser leurs positions.	65
3.8	Approche ALE : actualisation des positions des nœuds fluides, fluide/surface libre et solides.	65

3.9	Élément linéaire tétraédrique P1/P1.	67
3.10	Schéma rhéologique du comportement mixte.	69
3.11	Maillage du modèle d'élément fini.	70
3.12	Évolution de la température pour une source de chaleur volumique et statique.	71
3.13	Évolution de la température le long de la ligne de soudure pour les deux stratégies de couplage.	71
3.14	Évolution du déplacement au cours des deux stratégies de couplage.	72
3.15	Évolution des contraintes de von Mises au cours des deux stratégies de couplage.	72
4.1	Maillage.	78
4.2	Distribution de la température à $t = 0,55 s$ sur le maillage déformé sous l'effet de la surface libre.	79
4.3	Évolution de la distribution de température : (a) $t = 0,4 s$; (b) $t = 0,44 s$; (c) $t = 0,5 s$; (d) $t = 0,55 s$; (e) $t = 0,6 s$; (f) $t = 0,8 s$	79
4.4	Distribution de la vitesse d'écoulement du fluide à $t = 0,55 s$ sur le maillage déformé sous l'effet de la surface libre.	80
4.5	Distribution de la vitesse d'écoulement du fluide à $t = 0,44 s$	80
4.6	Distribution de la vitesse d'écoulement du fluide à $t = 0,5 s$	81
4.7	Distribution de la vitesse d'écoulement du fluide à $t = 0,8 s$	81
4.8	Déplacement de la surface libre sur la ligne de soudure.	82
4.9	Évolution de la distribution de la température au cours des simulations thermo-fluide et purement thermique : (a) $t = 0,5 s$; (b) $t = 0,6 s$; (c) $t = 0,8 s$	82
4.10	Effet d'écoulement du fluide sur l'évolution de la température le long de la ligne de soudure : (a) $t = 0,5 s$; (b) $t = 0,6 s$; (c) $t = 0,7 s$; (d) $t = 0,8 s$	83
4.11	Influence du signe du gradient de la tension de surface sur les écoulements du fluide à $t = 0,6 s$	84
4.12	Influence du signe du gradient de la tension de surface sur la vitesse d'écoulement le long de la ligne de soudure : (a) $t = 0,6 s$; (b) $t = 0,8 s$	84
4.13	Influence du signe du gradient de la tension de surface sur la distribution de la température et la morphologie du bain fondu à $t = 0,6 s$	85
4.14	Influence du signe du gradient de la tension de surface sur la distribution de la température et la longueur du bain le long de la ligne de soudure : (a) $t = 0,6 s$; (b) $t = 0,8 s$	85
4.15	Influence du signe du gradient de la tension de surface sur l'évolution de la surface libre le long de la ligne de soudure : (a) $t = 0,6 s$; (b) $t = 0,8 s$	86
4.16	Influence de la tension de surface sur la vitesse d'écoulement V_y le long de la ligne de soudure : (a) $t = 0,5 s$; (b) $t = 0,6 s$; (c) $t = 0,7 s$; (d) $t = 0,8 s$	86
4.17	Influence de la tension de surface sur la température le long de la ligne de soudure : (a) $t = 0,5 s$; (b) $t = 0,6 s$; (c) $t = 0,7 s$; (d) $t = 0,8 s$	87
4.18	Influence de la tension de surface sur de la surface libre le long de la ligne de soudure : (a) $t = 0,5 s$; (b) $t = 0,6 s$; (c) $t = 0,7 s$; (d) $t = 0,8 s$	87
4.19	Champ de vitesse d'écoulements du fluide pour différentes tailles d'éléments à $t = 0,55 s$	90
4.20	Influence de la taille d'éléments sur la vitesse d'écoulement V_y le long de la ligne de soudure : (a) $t = 0,5 s$; (b) $t = 0,6 s$; (c) $t = 0,7 s$; (d) $t = 0,8 s$	91
4.21	Influence de la taille d'éléments sur la température le long de la ligne de soudure : (a) $t = 0,5 s$; (b) $t = 0,6 s$; (c) $t = 0,7 s$; (d) $t = 0,8 s$	91
4.22	Influence de la taille d'éléments sur la surface libre le long de la ligne de soudure : (a) $t = 0,5 s$; (b) $t = 0,6 s$; (c) $t = 0,7 s$; (d) $t = 0,8 s$	92

4.23	Influence du pas de temps sur la vitesse d'écoulement V_y le long de la ligne de soudure : (a) $t = 0,5 s$; (b) $t = 0,6 s$; (c) $t = 0,7 s$; (d) $t = 0,8 s$	92
4.24	Influence du pas de temps sur la température le long de la ligne de soudure : (a) $t = 0,5 s$; (b) $t = 0,6 s$; (c) $t = 0,7 s$; (d) $t = 0,8 s$	93
4.25	Influence du pas de temps sur la surface libre le long de la ligne de soudure : (a) $t = 0,5 s$; (b) $t = 0,6 s$; (c) $t = 0,7 s$; (d) $t = 0,8 s$	94
4.26	Vitesse d'écoulement pour les deux simulations (A et B) à $t = 0,7 s$	95
4.27	Effet de couplage fluide/solide sur la vitesse d'écoulement dans le bain fondu le long de la ligne de soudure : (a) $t = 0,5 s$; (b) $t = 0,6 s$; (c) $t = 0,7 s$; (d) $t = 0,8 s$	96
4.28	Effet de couplage fluide/solide sur la surface libre le long de la ligne de soudure : (a) $t = 0,5 s$; (b) $t = 0,6 s$; (c) $t = 0,7 s$; (d) $t = 0,8 s$	96
4.29	Distribution de la norme du déplacement au cours de la simulation B à $t = 0,7 s$ (YZ).	97
4.30	Distribution de la norme du déplacement au cours de la simulation B à $t = 1,5 s$ (YZ).	97
4.31	La distribution des contraintes de von Mises au cours de la stratégie B : (a) $t = 0,8 s$; (b) $t = 1,5 s$ (YZ).	98
4.32	La distribution de la contrainte σ_{11} au cours de la stratégie B : (a) $t = 0,8 s$; (b) $t = 1,5 s$ (YZ).	98
4.33	Retrait de la couche de poudre après fusion : (a) couche de poudre avant fusion, (b) formation du bain fondu après fusion.	101
4.34	Épaisseur de la deuxième couche de poudre.	101
4.35	Algorithme de la méthode numérique pour la simulation de la fusion d'un lit de poudre.	104
4.36	Maillage.	105
4.37	Retrait de la couche de poudre Δe d'une porosité de 20% après sa fusion à $t = 2,4 ms$ (YZ).	105
4.38	Retrait de la couche de poudre Δe (déplacement U_z à $t = 2,4 ms$ pour différentes porosités de la couche de poudre (YZ).	106
4.39	Évolution de la vitesse sur la ligne de fusion pour différentes porosités de la couche de poudre : (a) $t = 3 ms$; (b) $t = 6 ms$; (c) $t = 9 ms$; (d) $t = 12 ms$	106
4.40	Évolution de la température sur la ligne de fusion pour différentes porosités de la couche de poudre : (a) $t = 3 ms$; (b) $t = 6 ms$; (c) $t = 9 ms$; (d) $t = 12 ms$	107
4.41	Évolution de la surface libre sur la ligne de fusion pour différentes porosités de la couche de poudre : (a) $t = 3 ms$; (b) $t = 6 ms$; (c) $t = 9 ms$; (d) $t = 12 ms$	107
5.1	Configuration de l'expérience : Montages spécifiques.	113
5.2	Analyse de faisceau laser pour une puissance maximale de 2,5 KW.	114
5.3	Variation du diamètre de faisceau laser en fonction de la distance entre la surface à souder et la tête du laser.	114
5.4	Deux configurations de soudage : soudage par Keyhole et soudage par conduction.	115
5.5	Synchronisation entre caméra rapide et laser de filtration.	116
5.6	Préparation de la couche de poudre.	118
5.7	Granulométrie de deux types de poudre : poudre sphérique (20-50 μm), poudre irrégulière (100-150 μm)	119
5.8	Différents points de mesure de pyromètre.	120
5.9	Points de mesure des contraintes résiduelles après soudage.	120

5.10	Coupe transversale du cordon de soudage (316L et 15CDV6) : images microscopiques.	122
5.11	Morphologie du bain de soudage (316L).	122
5.12	Influence de la vitesse de soudage sur la morphologie du bain de soudage (316L).	123
5.13	Morphologie du bain de soudage des deux matériaux 316L et 15CDV6 pour une vitesse de soudage de $1600\text{ mm}\cdot\text{min}^{-1}$	123
5.14	Distribution de température donnée par la caméra thermique (316L).	124
5.15	Influence de la vitesse de soudage sur l'évolution de la température de luminance (316L).	125
5.16	Mesures de température de luminance dans les différentes positions sur le cordon pour $v = 1600\text{ mm}\cdot\text{min}^{-1}$) : P1, P2, P3 et P4 (316L).	125
5.17	Formation du cordon au cours de la fusion d'un lit de poudre sphérique 316L ($v = 400\text{ mm}\cdot\text{min}^{-1}$).	127
5.18	Influence de la vitesse de balayage sur la formation du cordon.	127
5.19	Influence du type de la poudre sur la formation du cordon : $v = 400\text{ mm}\cdot\text{min}^{-1}$	128
5.20	Morphologie du cordon de la poudre sphérique ($20 - 50\ \mu\text{m}$) : image microscopique ($v = 400\text{ mm}\cdot\text{min}^{-1}$).	128
5.21	Morphologie du cordon de la poudre irrégulière ($100 - 150\ \mu\text{m}$) : image microscopique ($v = 400\text{ mm}\cdot\text{min}^{-1}$).	129
5.22	Distribution de température donnée par la caméra thermique au cours de la fusion de la poudre sphérique ($20 - 50\ \mu\text{m}$).	130
A.1	Variation de la conductivité thermique en fonction de la température.	138
A.2	Variation de la chaleur spécifique en fonction de la température.	139
A.3	Variation de la masse volumique en fonction de la température.	139
A.4	Variation du module d'Young en fonction de la température.	140
A.5	Variation de la dilatation thermique en fonction de la température.	140
A.6	Variation de la limite d'élasticité en fonction de la température.	141
A.7	Variation de l'écroissage en fonction de la température.	141

Liste des tableaux

2.1	variation du pas de temps en fonction de la valeur de la tension de surface. . .	41
2.2	Caractéristiques du matériau.	48
3.1	Lois de comportement des différents états.	66
4.1	Propriétés physique des deux états pour une porosité de couche de poudre de 20%.	103
5.1	Les paramètres de machine et les grandeurs mesurées pour les deux matériaux soudés (316L et 15CDV6).	119
5.2	Les paramètres de machine et les grandeurs mesurées pour les deux types de poudre.	120
5.3	Dimensions du bain de soudage 316L.	121
5.4	Dimensions du bain de soudage 15CDV6.	124
5.5	Contraintes résiduelles des pièces en 316L (points 1, 2 et 3) après soudage. . .	124
5.6	Dimensions du cordon de la poudre sphérique (20 – 50 μm).	129
5.7	Dimensions du cordon de la poudre irrégulière (100 – 150 μm).	129
A.1	Composition chimique du 316L en pourcentage.	138
B.1	Propriétés physiques des deux états pour une porosité de couche de poudre de 0%.	144
B.2	Propriétés physiques des deux états pour une porosité de couche de poudre de 7%.	144
B.3	Propriétés physique des deux états pour une porosité de couche de poudre de 20%.	144
B.4	Propriétés physique des deux états pour une porosité de couche de poudre de 33%.	144

Bibliographie

- [1] Minh Chien Nguyen. *Modélisation et simulation multiphysique du bain de fusion en soudage à l'arc TIG*. PhD thesis, AMU, 2015.
- [2] D. Buchbinder, H. Schleifenbaum, S. Heidrich, W. Meiners, and J. Bültmann. High Power Selective Laser Melting (HP SLM) of Aluminum Parts. *Physics Procedia*, 12 :271–278, 2011.
- [3] B. Zhang. *Fusion sélective par laser (SLM) - Influence de l'atmosphère et réalisation d'alliage in situ*. PhD thesis, université de Belfort-Montbéliard, 2013.
- [4] Y K Bandari, Y S Lee, P Nandwana, B S Richardson, A I Adediran, and L J Love. Effect of Inter-Layer Cooling Time on Distortion and Mechanical Properties in Metal Additive Manufacturing. page 13.
- [5] P. Duranton, J. Devaux, V. Robin, P. Gilles, and J.M. Bergheau. 3d modelling of multipass welding of a 316l stainless steel pipe. *Journal of Materials Processing Technology*, 153-154 :457–463, November 2004.
- [6] Muhammad Zain-ul Abdein, Daniel Nélías, Jean-François Jullien, and Dominique Deloison. Prediction of laser beam welding-induced distortions and residual stresses by numerical simulation for aeronautic application. *Journal of Materials Processing Technology*, 209(6) :2907–2917, March 2009.
- [7] P. Martinson, S. Daneshpour, M. Koçak, S. Riekehr, and P. Staron. Residual stress analysis of laser spot welding of steel sheets. *Materials & Design*, 30(9) :3351–3359, October 2009.
- [8] E Feulvarch, V Robin, and J M Bergheau. Thermometallurgical and mechanical modelling of welding – application to multipass dissimilar metal girth welds. *Science and Technology of Welding and Joining*, 16(3) :221–231, April 2011.
- [9] S. A. Tsirkas, P. Papanikos, K. Pericleous, N. Strusevich, F. Boitout, and J. M. Bergheau. Evaluation of distortions in laser welded shipbuilding parts using local-global finite element approach. *Science and Technology of Welding and Joining*, 8(2) :79–88, April 2003.
- [10] Muhammad Zain-ul abdein, Daniel Nélías, Jean-François Jullien, and Dominique Deloison. Experimental investigation and finite element simulation of laser beam welding induced residual stresses and distortions in thin sheets of AA 6056-T4. *Materials Science and Engineering : A*, 527(12) :3025–3039, May 2010.
- [11] Z. Zhang, P. Ge, and G.Z. Zhao. Numerical studies of post weld heat treatment on residual stresses in welded impeller. *International Journal of Pres-*

- sure Vessels and Piping*, 153 :1–14, June 2017.
- [12] Jean-David Caprace, Guangming Fu, Joice F. Carrara, Heikki Remes, and Sang Beom Shin. A benchmark study of uncertainty in welding simulation. *Marine Structures*, 56 :69–84, November 2017.
- [13] Gaoyang Mi, Lingda Xiong, Chunming Wang, Xiyuan Hu, and Yanhong Wei. A thermal-metallurgical-mechanical model for laser welding Q235 steel. *Journal of Materials Processing Technology*, 238 :39–48, December 2016.
- [14] Jason Cheon and Suck-Joo Na. Prediction of welding residual stress with real-time phase transformation by CFD thermal analysis. *International Journal of Mechanical Sciences*, 131-132 :37–51, October 2017.
- [15] Hussein Amin-El-Sayed. *Simulation numérique du soudage : Couplage des écoulements dans le bain fondu avec les déformations de la partie solide*. PhD thesis, Université de Lyon, Saint Etienne, 2014.
- [16] M. Dal and R. Fabbro. [INVITED] An overview of the state of art in laser welding simulation. *Optics & Laser Technology*, 78 :2–14, April 2016.
- [17] John Goldak, Aditya Chakravarti, and Malcolm Bibby. A new finite element model for welding heat sources. *Metallurgical Transactions B*, 15(2) :299–305, June 1984.
- [18] Jean-Michel Bergheau. Modélisation numérique des procédés de soudage. page 15.
- [19] Ram Kumar-Krishnasamy and Dieter Siegele. 3d modelling of a multi pass dissimilar tube welding and post weld heat treatment of nickel based alloy and chromium steel. *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, 87(11) :643–649, November 2010.
- [20] E. Feulvarch, J. M. Bergheau, and J. B. Leblond. An implicit finite element algorithm for the simulation of diffusion with phase changes in solids. *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, 78(12) :1492–1512, June 2009.
- [21] J.B. Leblond and J. Devaux. A new kinetic model for anisothermal metallurgical transformations in steels including effect of austenite grain size. *Acta Metallurgica*, 32(1) :137–146, January 1984.
- [22] D.P. Koistinen and R.E. Marburger. A general equation prescribing the extent of the austenite-martensite transformation in pure iron-carbon alloys and plain carbon steels. *Acta Metallurgica*, 7(1) :59–60, January 1959.
- [23] T.D. Anderson, J.N. DuPont, and T. DebRoy. Origin of stray grain formation in single-crystal superalloy weld pools from heat transfer and fluid flow modeling. *Acta Materialia*, 58(4) :1441–1454, February 2010.
- [24] Zhuanzhuan Zhang and ChuanSong Wu. Effect of fluid flow in the weld pool on the numerical simulation accuracy of the thermal field in hybrid welding. *Journal of Manufacturing Processes*, 20 :215–223, October 2015.
- [25] Chinnapat Panwisawas, Yogesh Sovani, Richard P. Turner, Jeffery W. Brooks, Hector C. Basoalto, and Isabelle Choquet. Modelling of thermal fluid dynamics for fusion welding. *Journal of Materials Processing Technology*, 252 :176–182, February 2018.
- [26] Cheng-cai Liu and Jing-shan He. Numerical analysis of thermal fluid transport behavior during electron beam welding of 2219 aluminum alloy plate. *Transactions of Nonferrous Metals Society of China*, 27(6) :1319–1326, June 2017.
- [27] Minh Chien Nguyen, Marc Medale, Olivier Asserin, Stephane Gounand,

- and Philippe Gilles. Sensitivity to welding positions and parameters in GTA welding with a 3d multiphysics numerical model. *Numerical Heat Transfer, Part A : Applications*, 71(3) :233–249, February 2017.
- [28] Stanley Osher and James A Sethian. Fronts propagating with curvature-dependent speed : Algorithms based on Hamilton-Jacobi formulations. *Journal of Computational Physics*, 79(1) :12–49, November 1988.
- [29] C.W Hirt and B.D Nichols. Volume of fluid (VOF) method for the dynamics of free boundaries. *Journal of Computational Physics*, 39(1) :201–225, January 1981.
- [30] C W Hirt, A A Amsden, and J L Cook. An Arbitrary Lagrangian-Eulerian Computing Method for All Flow Speeds. page 14.
- [31] P. Sahoo, T. Debroy, and M. J. McNallan. Surface tension of binary metal—surface active solute systems under conditions relevant to welding metallurgy. *Metallurgical Transactions B*, 19(3) :483–491, June 1988.
- [32] C R Heiple, J R Roper, R T Stagner, and R J Aden. Surface Active Element Effects on the Shape of GTA, Laser, and Electron Beam Welds. page 6.
- [33] Makhoulf Hamide. *Modélisation numérique du soudage à l'arc des aciers*. PhD thesis, Mines Paris, 2008.
- [34] M. Tanaka. An introduction to physical phenomena in arc welding processes. *Welding International*, 18 :11, 2004.
- [35] Marc Medale, Charline Xhaard, and Rémy Fabbro. A thermo-hydraulic numerical model to study spot laser welding. *Comptes Rendus Mécanique*, 335(5-6) :280–286, May 2007.
- [36] Marc Medale, Charline Touvrej, and Rémy Fabbro. An axi-symmetric thermo-hydraulic model to better understand spot laser welding. *European Journal of Computational Mechanics*, 17(5-7) :795–806, January 2008.
- [37] T.D. Anderson, J.N. DuPont, and T. DebRoy. Origin of stray grain formation in single-crystal superalloy weld pools from heat transfer and fluid flow modeling. *Acta Materialia*, 58(4) :1441–1454, February 2010.
- [38] A Berthier, P Paillard, M Carin, F Valensi, and S Pellerin. TIG and A-TIG welding experimental investigations and comparison to simulation : Part 1 : Identification of Marangoni effect. *Science and Technology of Welding and Joining*, 17(8) :609–615, November 2012.
- [39] Haiyan Zhao, Wenchong Niu, Bin Zhang, Yongping Lei, Masaru Kodama, and Takashi Ishide. Modelling of keyhole dynamics and porosity formation considering the adaptive keyhole shape and three-phase coupling during deep-penetration laser welding. *Journal of Physics D : Applied Physics*, 44(48) :485302, December 2011.
- [40] Fenggui Lu, Xibin Li, Zhuguo Li, Xinhua Tang, and Haichao Cui. Formation and influence mechanism of keyhole-induced porosity in deep-penetration laser welding based on 3d transient modeling. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 90 :1143–1152, November 2015.
- [41] H.L. Wei, J.W. Elmer, and T. DebRoy. Crystal growth during keyhole mode laser welding. *Acta Materialia*, 133 :10–20, July 2017.
- [42] H.L. Wei, J.W. Elmer, and T. DebRoy. Crystal growth during keyhole mode laser welding. *Acta Materialia*, 133 :10–20, July 2017.
- [43] Sung H. Ko, Choong D. Yoo, Dave F. Farson, and Sang K. Choi. Mathematical modeling of the dynamic behavior

- of gas tungsten arc weld pools. *Metallurgical and Materials Transactions B*, 31(6) :1465–1473, December 2000.
- [44] Frédéric Roger and Ky Dang Van. Prediction of the weld shape in arc welding A numerical modeling example in multiphysics coupling. *Revue Européenne des Éléments Finis*, 13(5-7) :713–724, January 2004.
- [45] Bon Seung Koo, Pornsak Thasanaraphan, and Herman F. Nied. Numerical simulation of the formation of hourglass welds during laser welding. *Journal of Materials Processing Technology*, 263 :176–185, January 2019.
- [46] Marc Medale, Sylvain Rabier, and Charline Xhaard. A Thermo-Hydraulic Numerical Model for High Energy Welding Processes. *Revue Européenne des Éléments Finis*, 13(3-4) :207–229, January 2004.
- [47] Hyungson Ki, Jyoti Mazumder, and Pravansu S. Mohanty. Modeling of laser keyhole welding : Part I. mathematical modeling, numerical methodology, role of recoil pressure, multiple reflections, and free surface evolution. *Metallurgical and Materials Transactions A*, 33(6) :1817–1830, June 2002.
- [48] Mickael Courtois, Muriel Carin, Philippe Le Masson, Sadok Gaied, and Mikhaël Balabane. A new approach to compute multi-reflections of laser beam in a keyhole for heat transfer and fluid flow modelling in laser welding. *Journal of Physics D : Applied Physics*, 46(50) :505305, December 2013.
- [49] Andreas Otto and Michael Schmidt. Towards a universal numerical simulation model for laser material processing. *Physics Procedia*, 5 :35–46, 2010.
- [50] Andreas Otto, Holger Koch, Karl-Heinz Leitz, and Michael Schmidt. Numerical Simulations - A Versatile Approach for Better Understanding Dynamics in Laser Material Processing. *Physics Procedia*, 12 :11–20, 2011.
- [51] Haiyan Zhao, Wenchong Niu, Bin Zhang, Yongping Lei, Masaru Kodama, and Takashi Ishide. Modelling of keyhole dynamics and porosity formation considering the adaptive keyhole shape and three-phase coupling during deep-penetration laser welding. *Journal of Physics D : Applied Physics*, 44(48) :485302, December 2011.
- [52] Carolin Körner, Elham Attar, and Peter Heintl. Mesoscopic simulation of selective beam melting processes. *Journal of Materials Processing Technology*, 211(6) :978–987, June 2011.
- [53] Saad A. Khairallah and Andy Anderson. Mesoscopic simulation model of selective laser melting of stainless steel powder. *Journal of Materials Processing Technology*, 214(11) :2627–2636, November 2014.
- [54] S Khairallah, A. Anderson, and A. Rubenchik. Laser powder-bed fusion additive manufacturing : Effects of main physical processes on dynamical melt flow and pore formation from mesoscopic powder simulation. *Acta Materialia*, 2015.
- [55] Y.S. Lee and W. Zhang. Modeling of heat transfer, fluid flow and solidification microstructure of nickel-base superalloy fabricated by laser powder bed fusion. *Additive Manufacturing*, 12 :178–188, October 2016.
- [56] Loong-Ee Loh, Chee-Kai Chua, Wai-Yee Yeong, Jie Song, Mahta Mapar, Swee-Leong Sing, Zhong-Hong Liu, and Dan-Qing Zhang. Numerical investigation and an effective modelling on the Selective Laser Melting (SLM) process with aluminium alloy 6061. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 80 :288–300, January 2015.
- [57] Zhengtao Gan, Gang Yu, Xiuli He, and Shaoxia Li. Numerical simulation of thermal behavior and multicomponent mass transfer in direct laser deposition

- of Co-base alloy on steel. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 104 :28–38, January 2017.
- [58] Qiang Chen, Gildas Guillemot, Charles-André Gandin, and Michel Bellet. Three-dimensional finite element thermomechanical modeling of additive manufacturing by selective laser melting for ceramic materials. *Additive Manufacturing*, 16 :124–137, August 2017.
- [59] Zhaorui Yan, Weiwei Liu, Zijue Tang, Xuyang Liu, Nan Zhang, Mingzheng Li, and Hongchao Zhang. Review on thermal analysis in laser-based additive manufacturing. *Optics & Laser Technology*, 106 :427–441, October 2018.
- [60] Y Saadlaoui, H Sallem, E Feulvarch, T Sayet, J-B. Leblond, and J-M. Bergheau. Influence des écoulements de la matière sur l'évolution des contraintes résiduelles durant le procédé de soudage. *CSMA*, page 8, 2016.
- [61] M. BROCHARD. *Modèle couplé cathode-plasma-pièce en vue de la simulation du procédé de soudage à l'arc TIG*. PhD thesis, Université de Provence, 2009.
- [62] Stanley Osher and James A Sethian. Fronts propagating with curvature-dependent speed : Algorithms based on Hamilton-Jacobi formulations. *Journal of Computational Physics*, 79(1) :12–49, November 1988.
- [63] J-M. Bergheau. *Finite Element Simulation of Heat Transfer*. 2008.
- [64] E. Feulvarch, J. M. Bergheau, and J. B. Leblond. An implicit finite element algorithm for the simulation of diffusion with phase changes in solids. *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, 78(12) :1492–1512, June 2009.
- [65] T. Belyschko, W-K Liu, and B. Moran. *Nonlinear finite elements for continua and structures*. 2000.
- [66] R. L. Sani, P. M. Gresho, R. L. Lee, and D. F. Griffiths. The cause and cure (?) of the spurious pressures generated by certain FEM solutions of the incompressible Navier-Stokes equations : Part 1. *International Journal for Numerical Methods in Fluids*, 1(1) :17–43, January 1981.
- [67] R. L. Sani, P. M. Gresho, R. L. Lee, D. F. Griffiths, and M. Engelman. The cause and cure (!) of the spurious pressures generated by certain fem solutions of the incompressible Navier-Stokes equations : Part 2. *International Journal for Numerical Methods in Fluids*, 1(2) :171–204, April 1981.
- [68] F. Brezzi and M. Fortin. Mixed and hybrid finite elements methods. *Springer series in computational mathematics*, 15, 1991.
- [69] E-A de Souza Neto and F-M. Andrade Pires. F-Bar-based linear triangles and tetrahedra for finite strain analysis of nearly incompressible solids. Part I : formulation and benchmarking. *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, 62 :353–383, 2005.
- [70] M. Chiumenti, Q. Valverde, C. Agelet de Saracibar, and M. Cervera. A stabilized formulation for incompressible elasticity using linear displacement and pressure interpolations. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 191(46) :5253–5264, November 2002.
- [71] ESI-GROUP. Reference Analysis Manual, 2015.
- [72] E. Feulvarch. *Modélisation numérique du soudage par friction-malaxage (Friction Stir Welding)*. PhD thesis, Université de Jean Monnet, Saint Etienne, 2005.
- [73] E Feulvarch, Y Gooroochurn, and F Boitout. 3d Modelling of Thermofluid Flow in Friction Stir Welding. page 6.

- [74] T. Heuzé. *Modélisation des couplages fluide/solide dans les procédés d'assemblage à haute température*. PhD thesis, Université Pierre et Marie Curie, 2011.
- [75] Kenneth J. Ruschak. A method for incorporating free boundaries with surface tension in finite element fluid-flow simulators. *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, 15(5) :639–648, May 1980.
- [76] Michel Bellet. Implementation of surface tension with wall adhesion effects in a three-dimensional finite element model for fluid flow. *Communications in Numerical Methods in Engineering*, 17(8) :563–579, July 2001.
- [77] Sylvain Rabier and Marc Medale. Computation of free surface flows with a projection FEM in a moving mesh framework. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 192(41-42) :4703–4721, October 2003.
- [78] W. Dettmer and D. Perić. A computational framework for free surface fluid flows accounting for surface tension. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 195(23-24) :3038–3071, April 2006.
- [79] P. H. Saksono and D. Perić. On finite element modelling of surface tension : Variational formulation and applications – Part II : Dynamic problems. *Computational Mechanics*, 38(3) :251–263, August 2006.
- [80] Jean-Baptiste Leblond, Hussein Amin El Sayed, and Jean-Michel Bergheau. On the incorporation of surface tension in finite-element calculations. *Comptes Rendus Mécanique*, 341(11-12) :770–775, November 2013.
- [81] Marc Medale, Sylvain Rabier, and Charline Xhaard. A Thermo-Hydraulic Numerical Model for High Energy Welding Processes. *Revue Européenne des Éléments Finis*, 13(3-4) :207–229, January 2004.
- [82] Thomas Heuzé, Jean-Baptiste Leblond, and Jean-Michel Bergheau. Modélisation des couplages fluide/solide dans les procédés d'assemblage à haute température. *Mécanique & Industries*, 12(3) :183–191, 2011.
- [83] Balasubramaniam Ramaswamy. Numerical simulation of unsteady viscous free-surface flow. *Journal of Computational Physics*, 87(2) :495, April 1990.
- [84] S Popinet and S Zaleski. A front-tracking algorithm for accurate representation of surface tension. page 31.
- [85] Sylvain Rabier and Marc Medale. Computation of free surface flows with a projection FEM in a moving mesh framework. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 192(41-42) :4703–4721, October 2003.
- [86] A. Prosperetti. Motion of two superposed viscous fluids. *Physics of Fluids (1958-1988)*, 24(7) :1217–1223, 1981.
- [87] P. Girard, M. Bellet, G. Caillibote, and M. Carin. Benchmark for fluid flow in weld pool simulation Two dimensional transient computational models for arc welding. *Science and Technology welding and joining*, 2005.
- [88] E. Feulvarch, J. C. Roux, J. M. Bergheau, and P. Gilles. A stable P1P1 finite element for finite strain von Mises elasto-plasticity. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 324 :537–545, September 2017.
- [89] Girino Mathieu. *Développement d'un modèle numérique sur l'étude de l'intégrité des surfaces en perçage*. PhD thesis, Université de Lyon, 2017.

Simulation numérique des procédés thermomécaniques dans une approche couplant les écoulements du fluide avec les déformations du solide : application au soudage laser et à la fusion d'un lit de poudre

RÉSUMÉ

Dans le cadre de ce travail, des méthodes numériques sont développées afin de simuler le soudage laser et la fusion d'un lit de poudre tout en tenant compte de leur complexité. Ces méthodes se reposent sur une nouvelle stratégie de couplage fluide/solide. Elles permettent de simuler la formation de la zone fondue en tenant compte des écoulements du fluide à travers les deux effets de la tension de surface ("effet de courbure" et "effet Marangoni") et la flottabilité. Une approche ALE est utilisée afin de suivre l'évolution de la surface libre. L'interaction entre les écoulements du fluide dans le bain fondu et les déformations du solide dans le métal de base est assurée en imposant les vitesses du solide au cours du calcul fluide. Plusieurs tests analytiques et numériques sont utilisés afin de valider la formulation du problème fluide et la nouvelle stratégie de couplage fluide/solide. Les résultats montrent l'efficacité et la robustesse des méthodes numériques développées.

Comme première application, une simulation thermomécanique du soudage laser est réalisée. Les résultats obtenus montrent une bonne cohérence avec les résultats de la littérature. La deuxième application consiste à simuler la fusion d'un lit de poudre. Elle permet de prendre en compte le retrait de la couche de poudre après fusion et le changement des propriétés thermophysiques en fonction de l'état de matière (poudre ou compact).

Si le travail de thèse a consisté principalement à développer des méthodes numériques, il comporte aussi une partie expérimentale. Un montage spécifique a ainsi été réalisé en utilisant différents outils d'instrumentation. Ces outils ont permis dans un premier temps de mieux comprendre les phénomènes physiques mis en jeu par les deux procédés. Dans un deuxième temps, une base de données (morphologie du bain, température et contraintes résiduelles) sur des pièces soudées est constituée. Cette base de données permettra dans un travail ultérieur, de réaliser une démarche de validation globale des méthodes numériques proposées.

Mots clés: *Méthodes numériques, Écoulements du fluide, Bain fondu, Couplage fluide/solide, Soudage laser, Fusion d'un lit de poudre.*

Numerical simulation of thermal-mechanical processes in an approach coupling fluid flows with solid deformations: application to laser welding and melting of a powder bed

ABSTRACT

In the current study, numerical methods are developed to simulate the laser welding and the melting of a powder bed while taking into account their complexity. These methods are based on a new strategy of fluid/solid coupling. They allow to simulate the formation of the melted zone by taking into account the fluid flows through the two effects of the surface tension ("curvature effect" and "Marangoni effect") and the buoyancy. An ALE approach is used to follow the evolution of the free surface. The interaction between the fluid flows in the molten pool and the deformations in the solid part is ensured by imposing the velocities of the solid nodes during the fluid computation. Several analytical and numerical tests are used to validate the formulation of the fluid problem and the new strategy of fluid/solid coupling. The results confirm the efficiency and the robustness of the numerical methods developed.

As first application, a thermal-fluid-mechanical simulation of laser welding is carried out. The results obtained show a good correlation with the literature results. The second application consists of simulating the melting of a powder bed. It allows to take into account the shrinkage of the powder layer after melting, and the change of the thermal-physical properties depending on the material state (powder or compact).

Although the study consisted mainly in developing numerical methods, it also includes an experimental part. Specific set-up has been done using different instrumentation tools.

These tools allow to better understand the physical phenomena involved during the two processes. In a second step, a database (morphology of molten pool, temperature and residual stresses) on welded parts is constituted. This database will allow in a subsequent work to carry out a global validation process of the proposed numerical methods.

Key words: *Numerical method, Fluid flows, Molten pool, fluid/solid coupling, Laser welding, Melting of a powder bed.*