

UNIVERSITÉ SAAD DAHLAB DE BLIDA



Faculté De Technologie
Département De Mécanique

Mémoire de fin d'études
En vue de l'obtention du diplôme Master en spécialité système thermique et
énergétique avancé

THÈME

SIMULATION THERMO-DYNAMIQUE DU BAIN DE FUSION LORS DU PROCÈDE DE SOUDAGE TIG (GTAW)

Promoteur :Co-Promoteur :

Pr : Y. BENKEDDA Mr : M. BENZERGA

Présenté par :

Mazari Walid

Mémoire soutenue le 09/10/2014 devant le jury :

B. BOUMEDDANE	Professeur	U.S.D de Blida	Président
K. NEHAL	Docteur	U.S.D de Blida	Examineur
K. TAHAR CHAOUCH	Docteur	U.S.D de Blida	Examineur

Promotion 2013-2014

REMERCIEMENTS

Je tiens tout d'abord à remercier le DIEU tout puissant, de m'avoir donné le courage et la patience afin de mener à bien et à terme ce travail.

Je tiens particulièrement à remercier mon promoteur, le Pr BENKEDDA Younes et mon co-promoteur, Mr BENZERGA Mohamed. Qui ont encadrés et suivis ce travail avec beaucoup d'intérêt, de soin et de conscience professionnelle.

Mes remerciements iront ensuite aux membres du jury qui ont accepté de rapporter et examiner ce travail.

Je tiens à remercier tous ceux qui m'ont aidé de proche ou de loin pour la réalisation de ce travail.

J'adresse un grand merci à mes parents, à mes grands-parents et à mon frère pour leurs soutiens et leurs encouragements tout au long de mes études et à toute ma famille. Ce merci ne serait pas complet si j'oubliais de mentionner mes amis.

RESUME

En soudage TIG, le phénomène moyenne est la fusion de métal solide, ici; le bain de fusion est entraîné par l'écoulement de fluide et le transfert de chaleur. Les forces dominantes pour amener le métal de fusion est la tension de surface et de la flottabilité. Le présent document prend en compte, le transfert de chaleur au cours de GTAW et son effet, la direction d'écoulement, en plus, la sensibilité des dimensions de la piscine de soudure à partir des paramètres de source de chaleur.

ABSTRACT

In TIG welding, the phenomenon is the average metal melting solid here; the melt is entrained by the fluid flow and heat transfer. The dominant forces to cause the melting of metal is the surface tension and buoyancy. This document takes into account the heat transfer during GTAW and effect, the direction of flow, in addition, the sensitivity of the size of the weld pool from the parameters of the heat source.

TABLE DES MATIÈRES

INTRODUCTION GÉNÉRALE

1. CHAPITRE 1 : ETUDE BIBLIOGRAPHIQUE	09
1.1.INTRODUCTION.....	10
1.2.LE PROCEDE DE SOUDAGE TIG	10
1.3.L'ARC ÉLECTRIQUE	11
1.3.1. Plasma et apport d'énergie	11
1.3.2. Répartition d'énergie dans la colonne d'arc.....	12
1.4.LE BAIN FONDU	14
1.4.1. Phénomènes physiques associes au soudage TIG	14
1.4.1.1. Phénomènes propres a la zone fondue	15
1.4.1.2. Phénomènes influençant la zone solide	18
1.5.SOURCES DE CHALEUR	19
1.6.DOMAINES D'APPLICATION DU PROCÉDÉ	25
1.7.CONCLUSION	25
2. CHAPITRE 2 : MODÉLISATION DU COMPORTEMENT THERMO- DYNAMIQUE	26
2.1.INTRODUCTION	26
2.2. MODELISATION THERMIQUE	26
2.2.1. Equation de la chaleur	26
2.2.2. Conclusion sur les méthodes de prise en compte du Changement de phase..... ;;	30
2.2.3. Conditions aux limites	30
2.2.4. Méthodes de résolution du problème thermique de soudage	31
2.3.MODELISATION DYNAMIQUE	31
2.3.1. Approche multiphysique	31
2.3.2. Géométrie et conditions aux limites	33
2.4.Conclusion	35
3. CHAPITRE 3 : PRÉSENTATION DU LOGICIEL COMSOL	36
3.1.INTRODUCTION	36
3.2.CONSEILS ET SUGGESTIONS POUR LA MODÉLISATION PAR ÉLÉMENTS FINIS (MEF)	36
3.3.PRÉSENTATION GÉNÉRALE DU LOGICIEL	38
3.4.PROBLÈME À ÉTUDIER	39
3.4.1. Choix du modèle	39
3.4.2. Géométrie	40

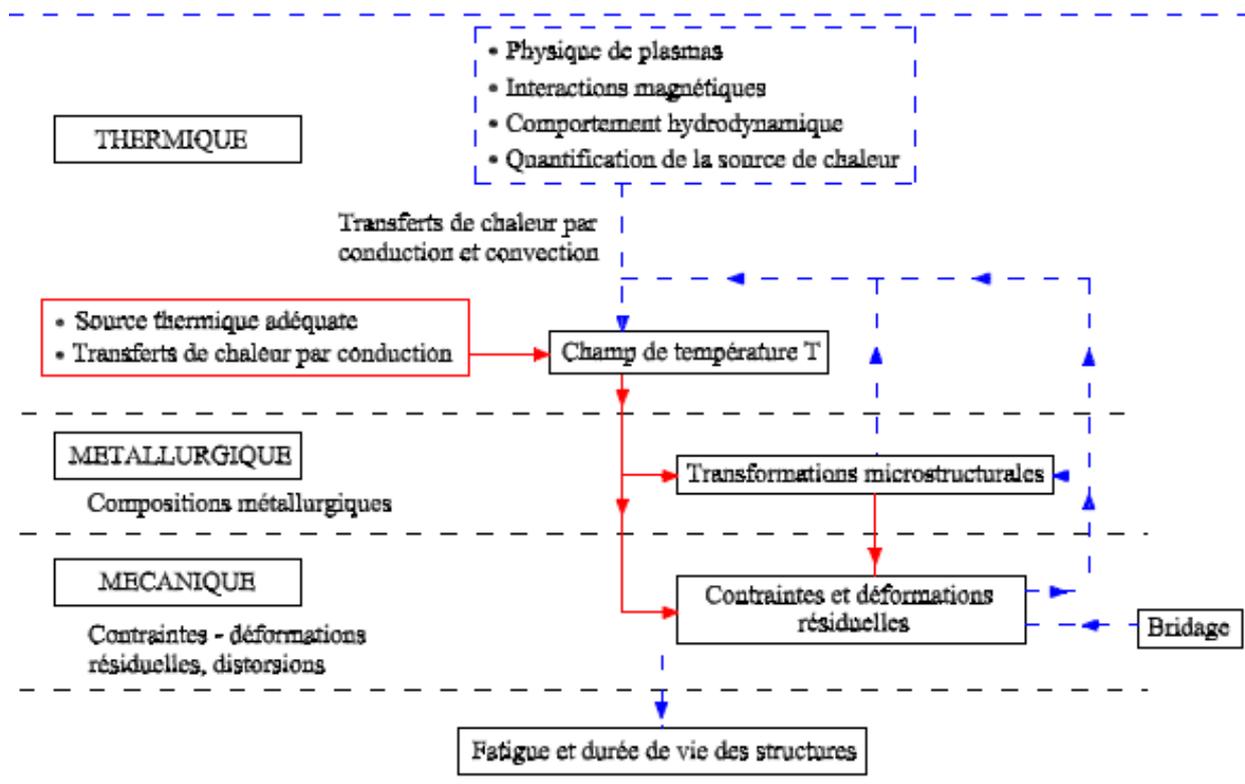
3.4.3. Introduction des propriétés des domaines	41
3.4.4. Introduction des conditions aux limites.....	42
3.4.5. Maillage des domaines	43
3.4.6. Résolution du problème	44
3.4.7. Postprocessing : analyse des résultats	45
3.5. ANALYSE DES RÉSULTATS	45
3.6. CONCLUSION	45
4. CHAPITRE 4 : SIMULATIONS ET INTERPRÉTATIONS	46
4.1. INTRODUCTION.....	46
4.2. RÉSULTATS ET DISCUSSION	46
4.2.1. Résultats obtenus pour l'acier inoxydable	46
4.2.2. Les résultats de simulation numérique	47
4.3 Etude de sensibilité	53
CONCLUSION GÉNÉRALE	55

INTRODUCTION GENERALE

Le soudage est, aujourd'hui, le procédé d'assemblage le plus utilisé. Il joue un rôle très important dans tous les secteurs industriels. La tenue en service des assemblages soudés est une grande préoccupation industrielle avec des enjeux économiques importants.

L'étude des procédés de soudage apparaît actuellement comme un domaine de recherche à la fois ouvert et complexe car il demande de mettre en commun des connaissances issues de domaines distincts de la physique et de la mécanique. Ainsi, la description d'un des procédés le plus couramment utilisé, le soudage à l'arc, met en jeu des phénomènes physiques aussi variés que l'étude des plasmas, des interactions magnétiques et hydrodynamiques, la description et la quantification des transferts de chaleur, les modifications microstructurales des matériaux soudés, l'apparition de contraintes résiduelles, etc.

Le schéma suivant résume les différents phénomènes thermiques, métallurgiques et mécaniques qui peuvent être mis en jeu lors d'une opération de soudage.



Les travaux de ce mémoire portent sur la modélisation des transferts de chaleur et des écoulements du fluide dans le bain de métal. En effet, la forme du bain de fusion et les propriétés d'un cordon de soudure résultant peuvent être significativement affectées par de convection dans le bain du métal liquide aux cours de soudage. Ces mouvements de convection et par conséquent les caractéristique et les propriétés du cordon de soudeurdépendent de surface due à l'effetMarangoni, les forces électromagnétiques dites forces de Lorentz, la pressiond'arc et la force de gravite sont les forces impliquées dans l'équilibre du bain de fusion en soudage TIG.la tension de surface conditionne la morphologie

du bain de fusion [1].cette force peut être significativement modifiée par la présence d'éléments dits tensio-actifs tels que le soufre,oxygene,etc.([2],[3],[4]).

Ainsi, pour un jeu de paramètres opératoires donné, les morphologies des bains de fusion obtenus peuvent être différentes.

Des travaux de littérature proposent des modèles couplés de simulation du bain de fusion en soudage TIG ([5],[6],etc.).Ainsi,Brochard [5] étudie un modèle 2D axisymétrique, dans le modèle hybride 2D,3D de Tradia [6],ces modèles permettent une première approche de la simulation multiphasique du soudage TIG et traitent l'essentiel de la physique mais de nombreuses améliorations restent encore à apporter pour une meilleure prédiction du cordon de soudure avant d'envisager son industrialisation.

L'objectif de ce travail est de connaître la forme de bain ou bien les dimensions du cordon, donc on va simuler le mouvement du métal fondu, afin de garantir la qualité de joint.

Le premier chapitre de cette étude présente le procédé de soudage TIG,Les principaux phénomènes mis en jeu lors d'une opération de soudage.

Dans le deuxième chapitre, une modélisation thermique et dynamique de bain de fusion.Ainsi, le modèle physique retenu sera traduit en terme mathématique tout en précisant au fur et à mesure les principales hypothèses considérées.

Le troisième chapitre est consacré à la présentation de logiciel COMSOL Multiphysics proposés pour la simulation numérique de notre problème.

Le dernier chapitre présente les résultats de la simulation numérique obtenus.

Ce travail est clôturé par une conclusion générale.

LISTES DES FIGURES

Figure 1-1: Schéma de principe du soudage TIG	12
Figure 1-2 : Répartition de la tension le long de l'arc électrique	13
Figure 1-3: Répartition de la chaleur dans l'arc en fonction de la longueur d'arc pour une intensité fixée	14
Figure 1-4: différents phénomènes physiques dans un bain de fusion soudage TIG	16
Figure 1-5 : Effets de la tension de surface sur les mouvements de convection dans la zone fondue	17
Figure 1-6 : Déformation résiduelle de la surface soumise à la pression d'arc observée lors d'un essai TIG sans déplacement de la torche	18
Figure 1-7: Influence des forces de Lorentz sur les mouvements fluides dans le bain fondu.	19
Figure 1-8 : Couplages intervenant dans une opération de soudage	20
Figure 1-9 : Gaussienne et plasma	21
Figure 1-10 : Paramètres géométriques et repères en soudage à l'arc	22
Figure 1-11 : Répartition de l'énergie rayonnée par l'électrode et absorbée par la pièce soudée	22
Figure 1-12 : Répartition du flux de chaleur de la source Kerrouault	23
Figure 1-13 : Gaussienne volumique à décroissance linéaire	24
Figure 1-14 : Double ellipsoïde de Goldak	25
Figure 2-1: Représentation de l'évolution de l'enthalpie équivalente en fonction de la température	29
Figure 2.2 : Domaine de calcul utilisé pour l'étude	34
Figure 3-1 : affichage au démarrage	40
Figure 3-2 : pour sélectionner les dimensions d'espace	41
Figure 3-3 : pour ajouter une physique	42
Figure 3-1 : la géométrie de la pièce	42
Figure 3-5 : Les propriétés de matériaux en acier inoxydable	43
Figure 3-2 : Choix des matériaux	44
Figure 3-3 : Conditions aux limites	45
Figure 3-4 : Le maillage des domaines	46
Figure 3-5 : La Résolution du problème	46
Figure 4-1 : L'évolution de la fraction de liquide	49
Figure 4 -2 :répartition de la température sur la surface libre	50
Figure 4 -3 : La distribution radiale du flux de chaleur	50
Figure 4 -4 : La vitesse radiale à la partie supérieure de la surface libre	51
Figure 4-5 : la forme de bain	51
Figure 4-6 : l'évolution devitesse axiale	52
Figure 4 -7 :répartition de la température sur la surface libre	53
Figure 4 -8 : La distribution radiale du flux de chaleur	53

Figure 4-9 : La vitesse radiale à la partie supérieure de la surface libre	54
Figure 4-10 : la forme de bain	54
Figure 4-11a :Dimension du bain de fusion.....	55
Figure 4-11b :Dimension du bain de fusion.....	56

LISTE DES SYMBOLES ET DES ABRÉVIATIONS

Symboles	Significations (Unite)
T	Température (K)
T_s	Température de solidus (K)
T_l	Température de liquidus (K)
T_{ref}	Température de référence (K)
H	Enthalpie massique ($J. Kg^{-1}$)
ρ	Masse volumique ($kg. m^{-3}$)
C_p	Capacité thermique massique à pression constante du matériau
λ	Conductivité thermique ($W. m^{-1}. K^{-1}$)
L_f	Chaleur latente de fusion ($J. Kg^{-1}$)
F_l	Fraction de liquide
n	Normale extérieur unitaire
Ω	Domaine de calcul
h_c	Coefficient de transfert par convection ($W. m^{-2}. K^{-1}$)
I	Intensité de courant de soudage (A)
Q	Flux de chaleur par unité de surface ($W. m^{-2}$)
r_b	Rayon de distribution de source de chaleur (m)
U	Tension d'arc ($Volt$)
μ	La viscosité dynamique ($Pa. s$)
η	Rendement de l'arc électrique TIG (%)
ε	Émissivité thermique (0.7) ou déformation mécanique
σ	Constante de Stefan-Boltzmann ($5.67.10^{-8}$) ($W. m^{-2}. K^{-4}$)

Abréviations

MIG	MetalInertGas
TIG(GTAW)	Tungsten Inert Gas (Gaz Tungsten arewelding)
ZAT	Zone affectée thermiquement
ZF	Zone de fusion
HF	Haute fréquence

CHAPITRE 1

ETUDE BIBLIOGRAPHIQUE

1.1 INTRODUCTION

L'étude bibliographique réalisée tout au long de ce travail est exposée dans le premier chapitre de ce manuscrit. Elle a été rédigée dans la perspective de répondre à plusieurs questions inhérentes à ce travail de mémoire : description d'une opération de soudage, présentation des travaux existants. Cette présentation s'articule en trios paragraphes.

Tout d'abord, une description générale du procédé de soudage à l'étude est présentée. Les principaux phénomènes mis en jeu lors d'une opération de soudage seront, ainsi, recensés.

Dans une troisième partie, nous rappelons les différentes sources de chaleurs existantes, et le domaine d'application de soudage TIG.

1.2 LE PROCÉDE DE SOUDAGE TIG

Le soudage TIG (Tungsten Inert Gas), également appelé GTAW (Gas Tungsten Arc Welding) aux Etats-Unis, est un procédé de soudage dit « par fusion ». Le principe du TIG est de créer un arc électrique entre une électrode réfractaire (c'est à dire non fusible) en tungstène et la pièce à souder.

L'électrode et le bain fondu sont protégés contre l'oxydation de l'air par un bouclier de gaz inerte, généralement de l'argon pur. Parfois un mélange Argon-Hélium est utilisé pour augmenter la pénétration du bain de fusion, l'ajout d'Hélium permettant d'augmenter la tension d'arc en raison du potentiel d'ionisation plus élevé de celui-ci. L'Hydrogène, parfois présent dans le mélange gazeux, joue un rôle similaire à l'Hélium.

On distingue deux types de procédés de soudage par fusion :

- Les procédés à haute densité d'énergie

Les procédés à haute énergie tels que le soudage laser ou par faisceau d'électrons ont la particularité de concentrer l'apport d'énergie sur une zone très localisée ce qui permet d'obtenir une grande profondeur de pénétration (de quelques millimètres à plusieurs centimètres) tout en limitant la largeur du cordon en surface. L'apport de chaleur est tellement important qu'il entraîne généralement une vaporisation du métal lors de la soudure. La localisation du bain fondu favorise l'apparition de forts gradients thermiques.

- Les procédés à faible densité d'énergie

Les procédés de soudage à l'arc tels que le MIG (Metal Inert Gas) ou le TIG (Tungsten Inert Gas) sont des procédés à faible densité d'énergie. La chaleur apportée provoque la fusion du métal sur une zone plus étendue que pour les procédés précédents.

Le soudage TIG fait partie des procédés de soudage à l'arc tout comme le soudage avec électrode enrobée. Un arc électrique est mis en place entre une électrode non fusible (Tungstène) et l'assemblage à souder. Le métal est protégé de l'oxydation par un gaz inerte émanant de la buse, couramment de l'argon ou de l'hélium. Le plasma engendré par le passage de l'arc apporte la chaleur provoquant la fusion de la pièce (Figure 1-1). Ce procédé présente une bonne qualité de cordon. La soudure peut être réalisée avec ou sans métal d'apport.

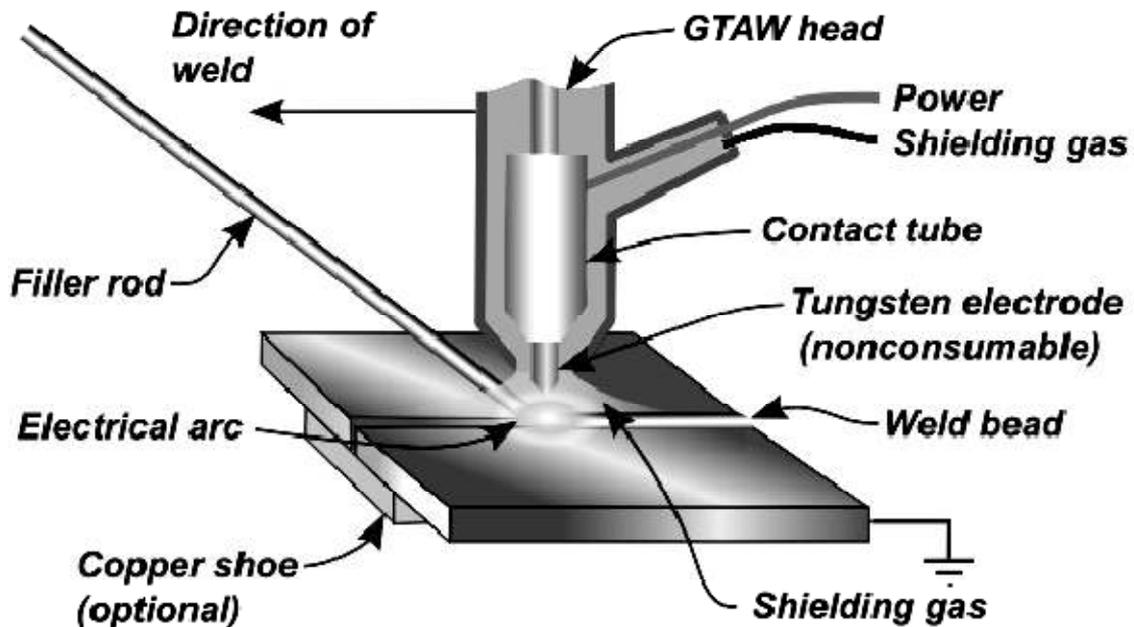


Figure 1-1: Schéma de principe du soudage TIG

Lors de l'assemblage de deux composants de même matière et si le métal d'apport a la même composition que les deux pièces à assembler, on parle de soudage homogène. Lorsqu'un des composants a une composition chimique différente, il s'agit d'une soudure hétérogène.

1.3 L'ARC ÉLECTRIQUE

1.3.1 Plasma et apport d'énergie

La différence de potentiel entre anode (pièce à souder) et cathode (électrode) crée un courant électrique, qui engendre un champ magnétique auto-induit. Ce champ magnétique crée à son tour des forces de Lorentz qui vont entraîner le gaz en projection vers la surface de la pièce. Ce gaz possède une résistance électrique. L'énergie produite par effet Joule, due au passage du courant, va garder le gaz dans un état ionisé (plasma), à haute température. C'est l'énergie calorifique provenant de ce plasma, constitué d'électrons, de particules lourdes (ions, atomes de gaz de protection), d'éléments métalliques vaporisés, et possédant une forte conductivité électrique, qui permet de faire fondre la pièce. Le plasma agit donc à la fois comme un flux de chaleur à la surface et comme une source de courant non uniforme à travers le métal de base.

1.3.2 Répartition d'énergie dans la colonne d'arc

L'arc électrique est utilisé comme source de chaleur du soudage TIG. La quantité d'énergie délivrée dépend de la puissance électrique utilisée pour le soudage. Les paragraphes suivants précisent les conditions nécessaires à la formation d'un arc électrique et à son entretien.

a) Amorçage et maintien de l'arc

L'amorçage d'un arc est réalisé si d'une part la différence de potentiel entre l'électrode et la pièce est suffisante et d'autre part si la hauteur d'arc notée h (distance entre l'électrode et la pièce à souder) est suffisamment faible (Figure 1-2). Une grande masse d'électrons émanant de la cathode sera attirée par l'anode et accélérée par le champ électrique induit. La collision de ces électrons avec les atomes du gaz protecteur entraîne la libération de nouveaux électrons et de nouveaux chocs. Dans le cas du soudage TIG le contact électrode - pièce est interdit afin d'éviter toute inclusion de tungstène. L'amorçage de l'arc est réalisé grâce à l'utilisation d'un générateur de courant haute fréquence (HF) permettant la création d'un premier arc électrique à l'intérieur de la buse. Cet arc est ensuite attiré par l'anode, puis stabilisé. Afin d'éviter les perturbations radioélectriques, la HF est normalement coupée après l'amorçage de l'arc, sauf dans le cas de l'utilisation d'un courant alternatif. Celui-ci est cependant réservé aux soudures sur aluminium [8].

b) Relation hauteur d'arc – tension d'arc

Lorsque l'arc électrique est entretenu entre l'électrode et la pièce à souder, une tension U apparaît. Cette différence de potentiel est liée à l'intensité du courant I en fonction de la hauteur d'arc h , de la composition et du diamètre de l'électrode, de la nature du gaz de protection. L'énergie produite par l'arc est répartie suivant trois zones dans lesquelles on observe trois chutes de tension (Figure 1-2).

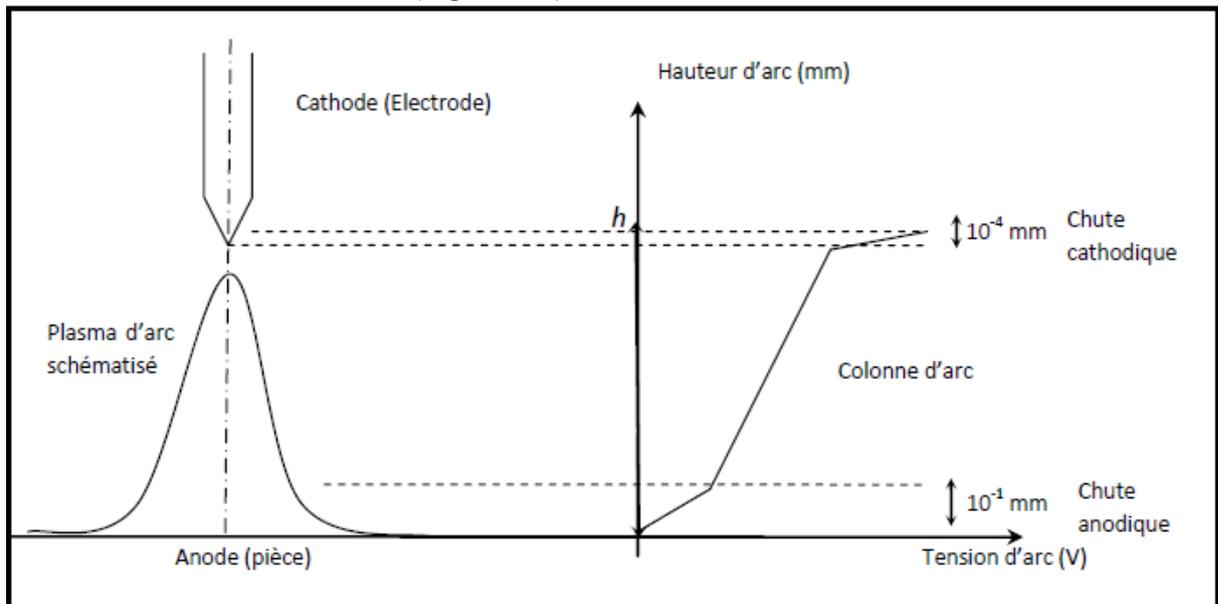


Figure 1-2 : Répartition de la tension le long de l'arc électrique [9]

Les baisses de tension observées à la cathode et à l'anode sont dues respectivement aux énergies d'émission des électrons engendrant l'arc et, à leur réintégration. La colonne d'arc correspond à la partie intermédiaire entre ces deux axes. Le Bourgeois précise que la tension

dans cette zone, pour une intensité constante, varie de manière quasi linéaire avec l'augmentation de la longueur d'arc [10]. La puissance de soudage est alors fonction de la tension U dépendante de h , de l'intensité I et du rendement η :

$$P = \eta \cdot U(h) \cdot I \quad (1-1)$$

Dans le cadre du soudage TIG, la chaleur produite par l'arc contribue à la fusion de la pièce (Q_2) ou est dissipée dans l'électrode (Q_1) ou le milieu environnant (Q_3) (Figure 1-3) :

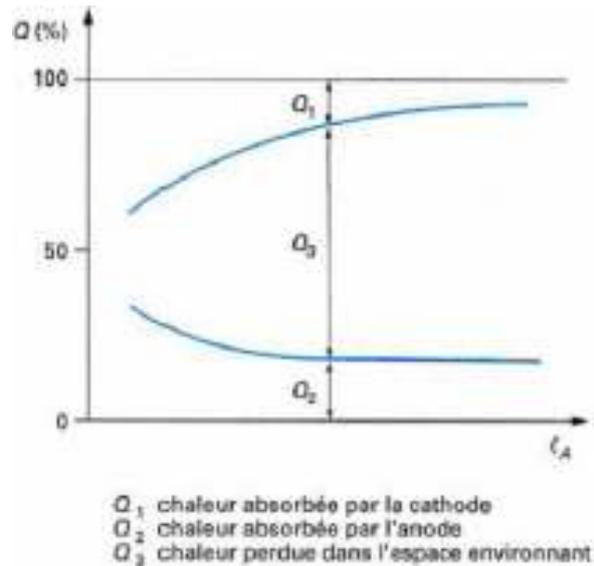


Figure 1-3: Répartition de la chaleur dans l'arc en fonction de la longueur d'arc pour une intensité fixée [9]

On définit le rendement η par le rapport entre l'énergie absorbée par la pièce et celle fournie par l'arc qui est exprimé par la relation :

$$\eta = \frac{Q_2}{Q_1 + Q_2 + Q_3} \quad (1-2)$$

Cependant, le rendement lors d'une opération de soudage TIG est difficilement quantifiable. Sa valeur varie entre 30 et 90% selon les études [11].

c) Vitesse d'avance

L'énergie apportée au cours du soudage est fonction de la puissance électrique appliquée choisie mais également de la vitesse d'avance de la torche. On exprime l'énergie linéaire moyenne de soudage par la relation suivante :

$$E_l = \frac{\eta \cdot U \cdot I}{\text{vitesse d'avance}} \quad (1-3)$$

Elle définit l'énergie apportée à la pièce pour une longueur unitaire de soudage. En diminuant l'intensité, il devient nécessaire, pour conserver les dimensions de la zone fondue, de diminuer la vitesse d'avance.

1.4 LE BAIN FONDU

Le bain de fusion créé lors du soudage TIG (éventuellement alimenté par un apport extérieur de matière) est le siège de processus thermo physiques très complexes mettant en jeux des phénomènes thermiques, convectifs, chimiques et électromagnétiques interdépendants. Ces mouvements de convection du métal liquide influencent de façon importante les transferts de chaleur et la forme du cordon [50].

1.4.1 Phénomènes physiques associés au soudage TIG

La modélisation du procédé de soudage TIG nécessite la connaissance des phénomènes physiques liés à l'apport de chaleur, la fusion du matériau et des couplages existants.

La description physique du bain de fusion appelle aux disciplines que sont la dynamique des fluides, les transferts thermiques et l'électromagnétisme. Le bain de fusion est soumis à plusieurs forces, volumiques (flottabilité, force électromagnétique) ou surfaciques (forces de tension de surface, forces de cisaillement aérodynamique, pression d'arc) qui conditionnent, Selon leur orientation et leurs amplitudes, l'allure du joint soude (fig-1-4).en effet, certaines forces impliquées dans la formation du bain de fusion conduisent à des écoulements qui vont favoriser la pénétration du bain et par conséquent conduire à un bain pénétrant, c'est-à-dire un bain étroit et profond.

C'est le cas par exemple des forces électromagnétique et de la pression d'arc. D'autres forces comme les forces de cisaillement aérodynamique, au contraire vont rendre le bain plus mouillant, c'est-à-dire plus étale et peu profond

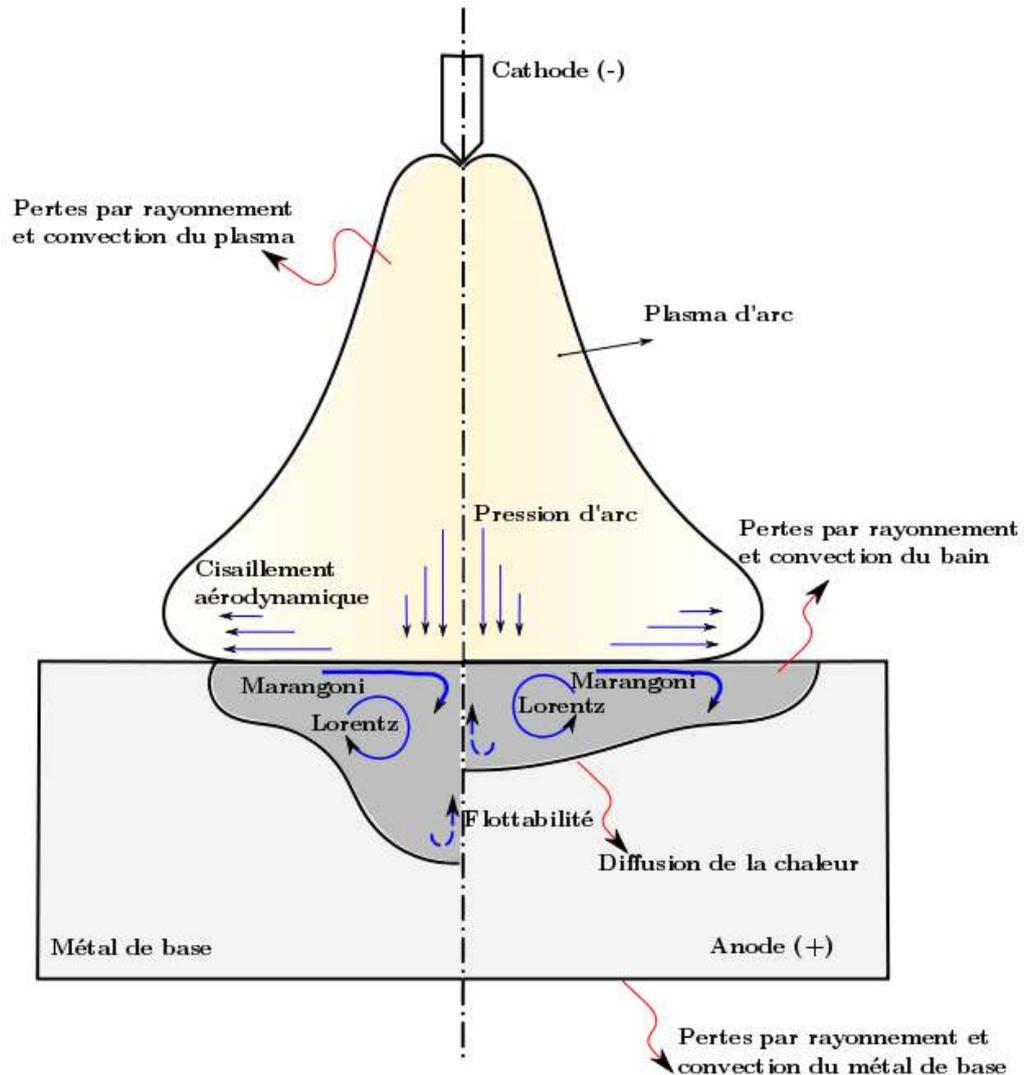


Figure 1-4: différents phénomènes physiques dans un bain de fusion soudage TIG

Dans le paragraphe suivant, nous détaillerons ces phénomènes en distinguant ceux prenant place au sein de la zone fondue de ceux intervenant dans la zone solide de la pièce.

1.4.1.1 Phénomènes propres à la zone fondue

a) Mouvements de convection dans la zone fondue

Le comportement thermo-dynamique de l'arc conduit à la formation de courants de convection au sein de la zone fondue. Il s'agit de l'effet Marangoni qui dépend à la fois de la tension de surface et de la profondeur du bain fondu. La tension de surface est fonction de la température du liquide mais également de la teneur du bain en éléments tensio-actifs (soufre, oxygène...). D'autre part, le sens des gradients de tension de surface γ détermine le sens d'écoulement du fluide (Figure 1-5) [18, 19, 20, 21].

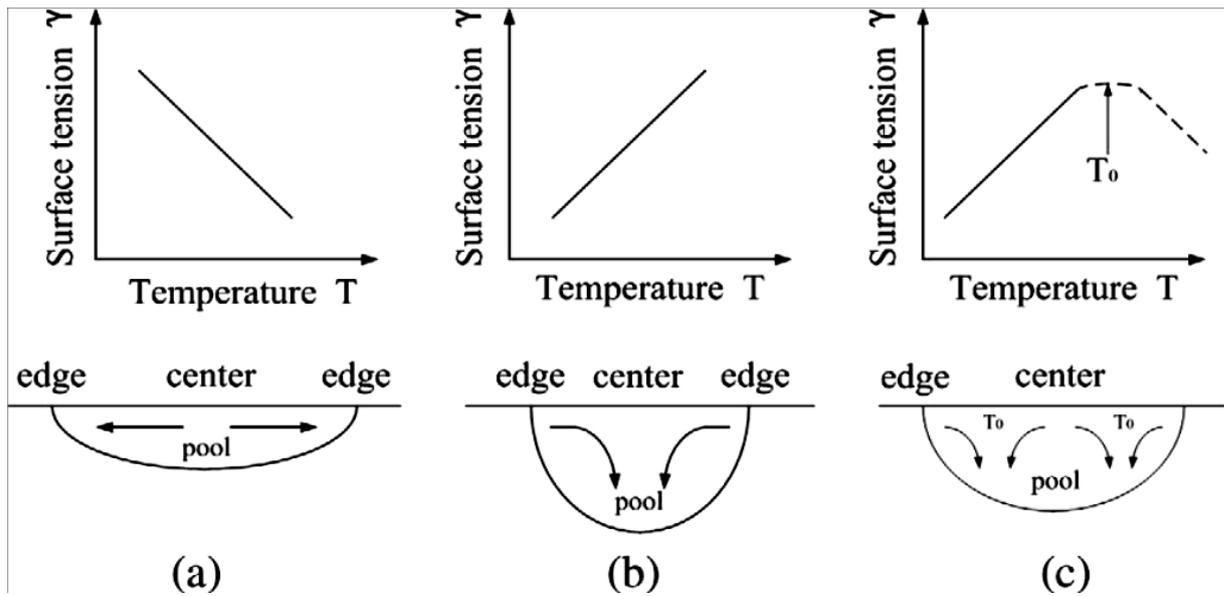


Figure 1-5 : Effets de la tension de surface sur les mouvements de convection dans la zone fondue [20]

En effet, si la température au centre du bain est plus importante que celle en périphérie, cela signifie que $\frac{d\gamma}{dT} > 0$, entraînant un mouvement du fluide vers l'intérieur de la ZF. Dans le cas contraire, le sens d'écoulement est inversé (Figure 1-5). Il convient également de prendre en compte la gravité et les efforts dus à la dilatation des fluides au sein du liquide

Le transport de matière engendré par ces courants favorise les transferts de chaleur et limite les gradients thermiques au sein de la zone fondue. Par ailleurs, ce brassage dus aux mouvements de convection tend à homogénéiser la composition chimique dans la ZF. On peut donc considérer qu'il existe une interaction établie entre thermique, métallurgie et mécanique des fluides [14].

b) Poussée d'arc à la surface du bain

Le centre de la surface du bain liquide est le siège d'un bombardement électronique intense duquel résulte une pression appelée pression d'arc (Figure 1-6). Cela entraîne une déformation de la surface libre du bain pouvant influencer sur les courants de convection et donc la forme de la zone fondue [22, 23].



Figure 1-6: Déformation résiduelle de la surface soumise à la pression d'arc observée lors d'un essai TIG sans déplacement de la torche

c) Phénomènes électromagnétiques

L'intensité du courant provoquant l'arc électrique génère un champ magnétique auto-induit duquel résultent des forces électromagnétiques de Lorentz [16, 24] définies par la relation suivante :

$$\vec{F} = \vec{j} \wedge \vec{B} \quad (1-4)$$

Où \vec{F} la force électromagnétique, \vec{j} la densité de courant et \vec{B} le champ magnétique. Ces efforts ont une influence sur la forme du bain fondu et sont non négligeables. De nombreux auteurs ont caractérisé leurs effets sur la zone fondue. Par exemple, dans le cas d'un soudage sans vitesse d'avance, les efforts de Lorentz favorisent la pénétration du bain de fusion et rétrécissent sa largeur en surface [23, 25]. Nemchinsky précise que dans le cas d'un déplacement de l'arc, la direction prédominante des efforts électromagnétiques coïncide avec la trajectoire de soudage [26] (Figure 1-7).

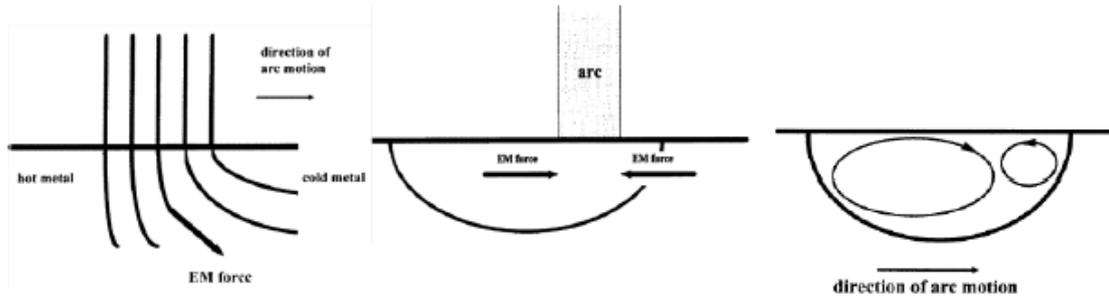


Figure 1-7: Influence des forces de Lorentz sur les mouvements fluides dans le bain fondu [26]

Le courant est conduit principalement vers le métal « froid » situé devant la zone fondue au cours du déplacement, dont la conductivité électrique est élevée en comparaison avec celle de la ZF.

Les phénomènes électromagnétiques de Lorentz sont donc à prendre en compte dans le cadre d'une modélisation complète du bain fondu.

d) Convection d'origine naturelle et solutale

Lors de la fusion-solidification, certains éléments d'alliages migrent de la partie liquide vers la partie solide et inversement. Cette redistribution chimique entre liquide et solide entraîne des mouvements convectifs d'origine solutale, qui ont toutefois une importance faible, voire négligeable.

En ce qui concerne la convection dite naturelle, il s'agit de mouvements causés par la variation de masse volumique sous l'effet du champ de gravité. Ces mouvements correspondent aux forces de flottabilité dont l'expression est :

$$F = \rho g \beta(T - T_0) \quad (1-5)$$

La variation de masse volumique dépend des gradients de température et de concentration en espèces chimiques dans le bain fondu. Les mouvements dus aux forces de gravités ont généralement un rôle secondaire sur le brassage ([50]).

1.4.1. 2 Phénomènes influençant la zone solide

Dans le paragraphe précédent, nous avons évoqué les couplages électromagnétiques – thermique - mécanique des fluides qui interviennent au sein du bain de fusion. On peut également limiter cette analyse aux couplages mécanique - thermique - métallurgie.

Au cours du procédé, l'apport de chaleur provoque la fusion et génère ainsi des modifications de l'état métallurgique du métal de base, par exemple des transformations allotropiques. Le soudage TIG met en jeu des couplages entre thermique, mécanique et métallurgie [27].

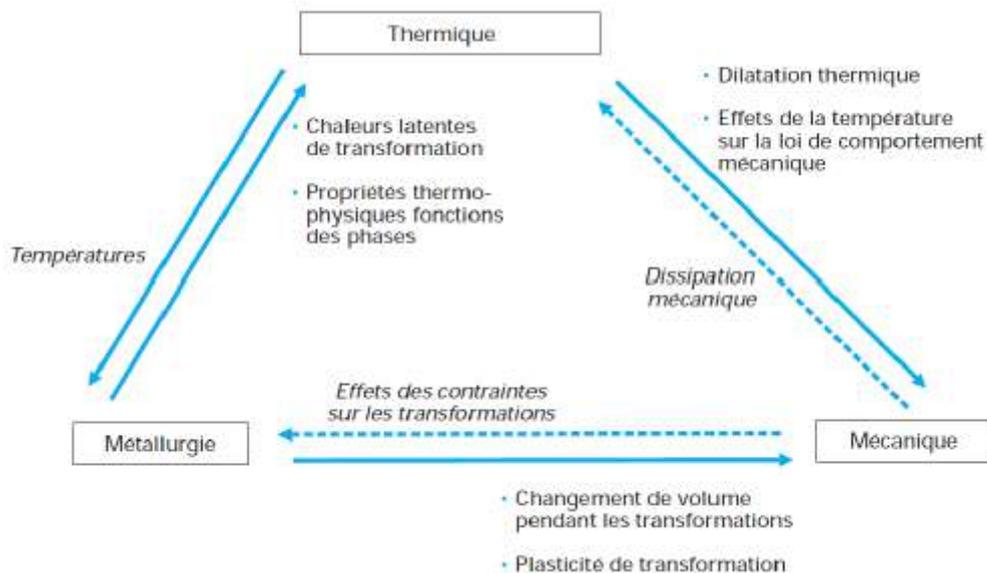


Figure 1-8 : Couplages intervenant dans une opération de soudage [27]

1.5 SOURCES DE CHALEUR

Devant les difficultés à développer des modèles globaux de simulation du soudage performants à la fois en terme de temps de calcul, mais également de simplicité d'utilisation, de nombreuses études ont été axées sur la mise en place d'une représentation simplifiée de l'apport de chaleur du à l'arc [47] [48] [2]. La méthode consiste alors à appliquer sur la pièce un flux de chaleur dont l'expression est déterminée analytiquement pour représenter l'apport de chaleur délivré par l'arc. Nous rappelons les sources les plus fréquemment rencontrées en simulation du soudage.

- SOURCE GAUSSIENNE DE RYKALINE

Une source Gaussienne surfacique modélisée par RYKALINE en 1957 permet d'apparenter la distribution mathématique de l'énergie de soudage aux géométries de plasma observées [49] (Figure 1-9).

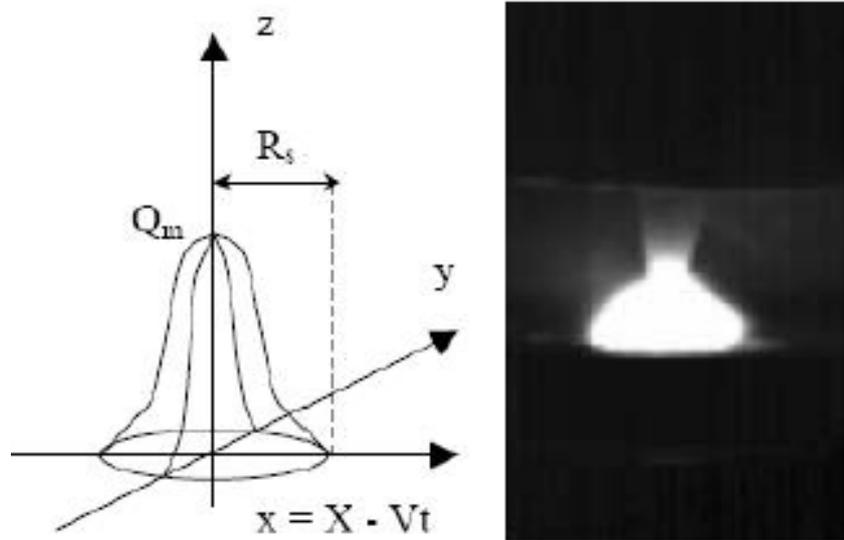


Figure 1-9 : Gaussienne et plasma [24][41]

Par ailleurs, l'utilisation de cette répartition d'énergie permet d'éviter la singularité occasionnée par la considération d'un flux ponctuel. Cette source est définie par l'équation 1-6 :

$$q(x, y) = \frac{3\eta UI}{\pi r_a^2} \exp\left(\frac{-3(x^2 + y^2)}{r_a^2}\right) \quad (1-6)$$

Où r_a correspond au rayon du disque dans lequel 95% de l'énergie est dissipée et η correspond au rendement. L'équation (1-6) est exprimée dans le repère local défini par la position de la torche (Figure 1-10).

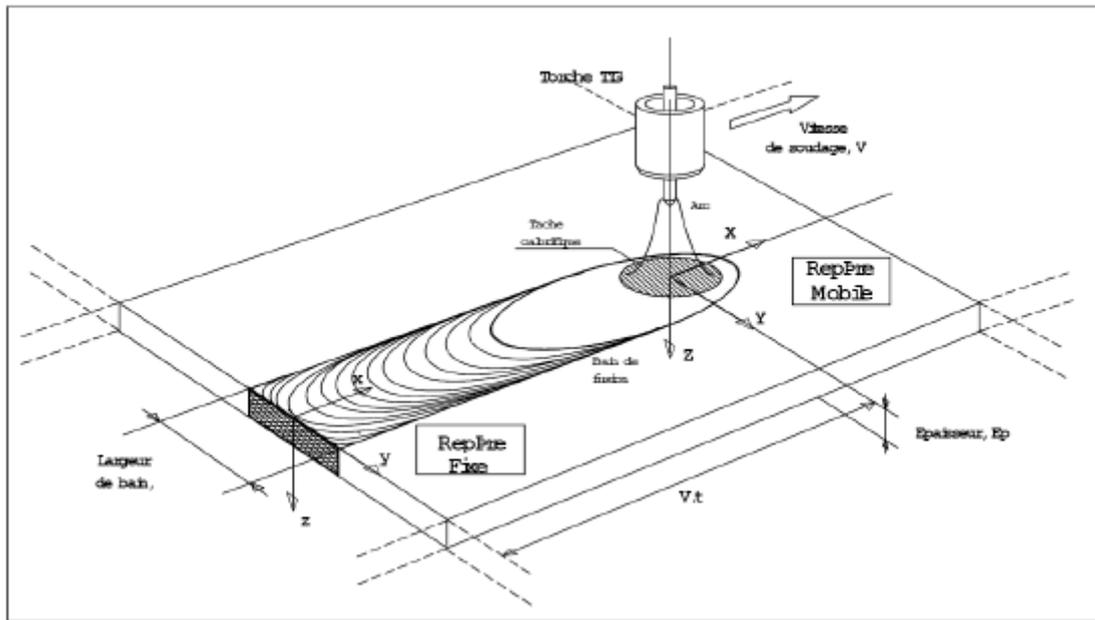


Figure 1-10 : Paramètres géométriques et repères en soudage à l'arc [11]

- SOURCE KERROUAULT

Une source de chaleur surfacique a été développée par KERROUAULT [11] dans le cadre de l'étude du procédé de soudage TIG, avec pour objectif la prise en compte du rayonnement de l'électrode (Figure 1-11).

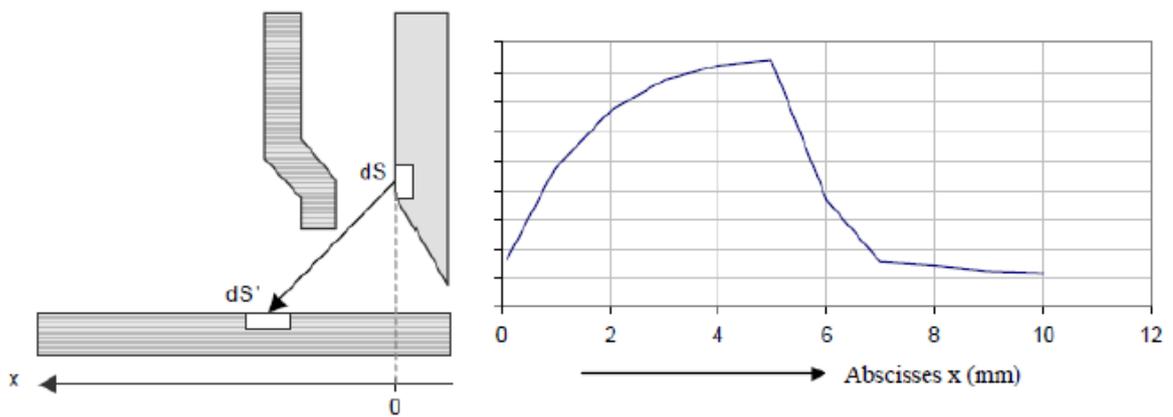


Figure 1-11 : Répartition de l'énergie rayonnée par l'électrode et absorbée par la pièce soudée [11]

La figure (1-11) montre que l'énergie rayonnée par l'électrode est importante dans l'intervalle électrode-buse correspondant aux valeurs 0 - 5 mm sur le graphique. Le rayonnement absorbé par la pièce décroît avec la distance au centre de l'électrode du fait de l'absorption

Par la buse. Pour simuler l'apport de chaleur fourni par l'électrode, Kerrouault considère une répartition gaussienne du flux de chaleur. La source de chaleur est donc de forme annulaire et est décrite par l'équation (1-7) :

$$q(x, y, t) = A \exp\left(-\frac{r_t^2}{r_a^2}\right) + B \exp\left(-\frac{(r_t-b)^2}{r_b^2}\right) \quad (1-7)$$

Avec :

$$r_t = \sqrt{(X - Vt)^2 + Y^2}$$

A , B , r_a , r_b sont respectivement les intensités et les rayons à mi-hauteur des flux de chaleur gaussien et annulaire (Figure 1-12), V la vitesse de déplacement de la torche, X et Y les positions de l'électrode.

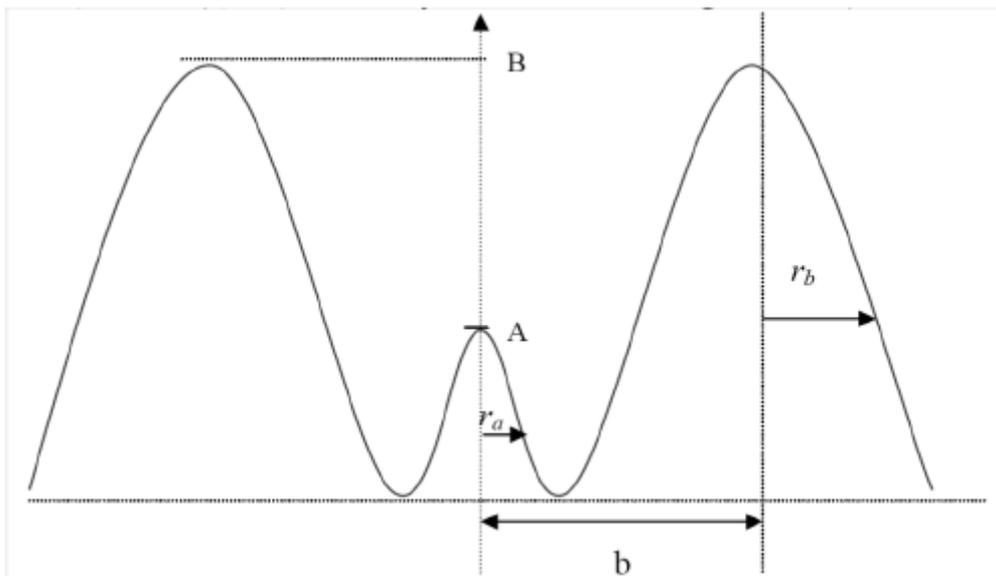


Figure 1-12 : Répartition du flux de chaleur de la source Kerrouault [11]

Les deux sources qui ont été présentées sont surfaciques et fréquemment utilisées pour des assemblages de faible épaisseur. Dans le cas de soudage avec métal d'apport ou sur de fortes épaisseurs de pièces (plusieurs mm) une distribution volumique de l'énergie dans le solide est souvent utilisée.

- GAUSSIENNE VOLUMIQUE A DECROISSANCE LINEAIRE

Cette source volumique peut être décrite en utilisant deux Gaussiennes définies respectivement sur la surface de la pièce ainsi que sur une surface au sein de la pièce (Figure 1-13) [27].

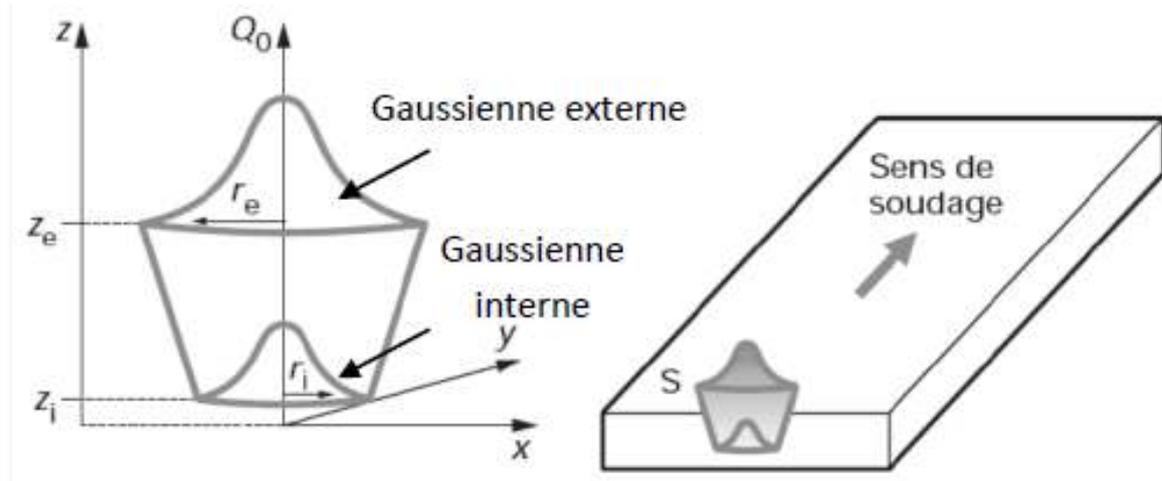


Figure 1-13 : Gaussienne volumique à décroissance linéaire [27]

L'expression de ce flux analytique est la suivante :

$$Q(x, y, z) = Q_0 \exp\left(-\frac{(x-x_s)^2 + (y-y_s)^2}{r_0^2(z)}\right) \text{ Avec } r_0^2(z) = r_e + \frac{r_i - r_e}{z_i - z_e}(z - z_e) \quad (1-8)$$

Où x_s, y_s sont les positions du centre de la source, r_e, r_i et z_e, z_i respectivement les rayons et positions dans l'épaisseur des gaussiennes externe et interne. L'intensité de la Gaussienne inférieure est calculée en fonction de sa position dans l'épaisseur de la pièce, à l'aide d'une décroissance linéaire de l'intensité de la Gaussienne supérieure (équation 1-7).

- DOUBLE ELLIPSOÏDE DE GOLDAK

La source développée par Goldak [2] est actuellement la plus utilisée. Elle permet de prendre en compte l'effet de la vitesse d'avance sur la distribution d'énergie (Figure 1-14). Ainsi, lorsque la vitesse de soudage est élevée, on observe un allongement du bain fondu.

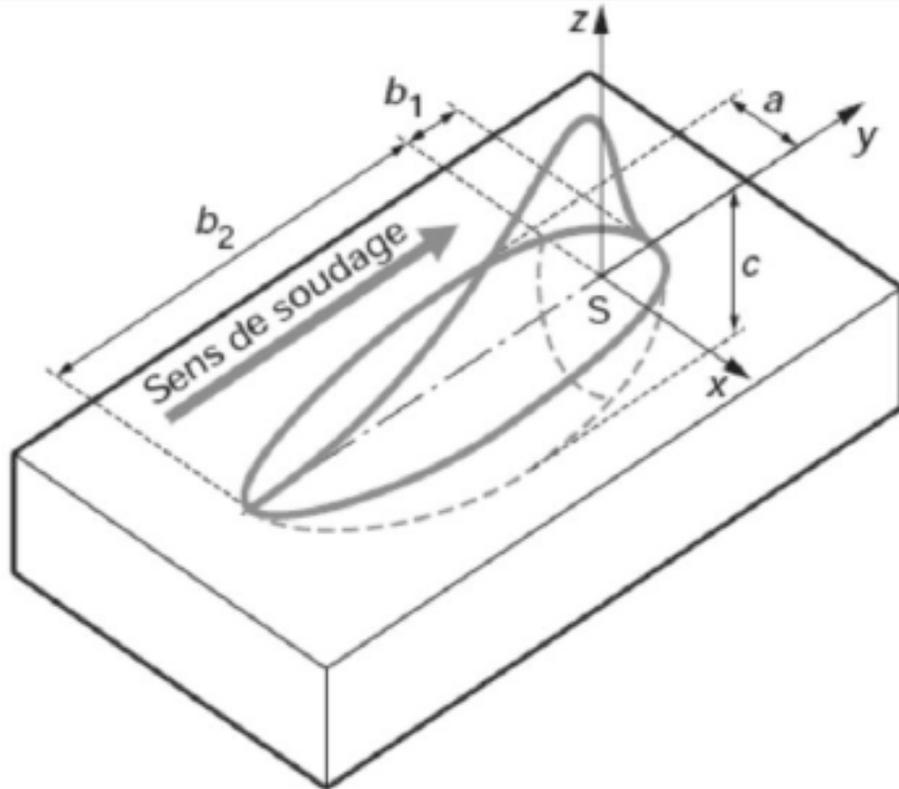


Figure 1-14 : Double ellipsoïde de Goldak [27]

De plus, avec l'utilisation d'un métal d'apport, la quantité d'énergie absorbée devant et derrière l'électrode diffère. La source double ellipsoïde permet d'intégrer ce phénomène par la définition de la répartition de l'énergie de soudage devant et derrière l'électrode. On exprime ainsi les quantités de chaleur fournies par les expressions 1-9 et 1-10 [27]:

Devant la source :

$$Q(x, y, z) = Q_1 \exp\left(-\left(\frac{(x-x_s)^2}{a^2} + \frac{(y-y_s)^2}{b_1^2} + \frac{(z-z_s)^2}{c^2}\right)\right) \quad (1-9)$$

Derrière la source :

$$Q(x, y, z) = Q_2 \exp\left(-\left(\frac{(x-x_s)^2}{a^2} + \frac{(y-y_s)^2}{b_2^2} + \frac{(z-z_s)^2}{c^2}\right)\right) \quad (1-10)$$

Avec:

$$Q_1 = f_f \frac{6\sqrt{3}}{a_f b c \pi^{3/2}} \eta U I \quad Q_2 = f_r \frac{6\sqrt{3}}{a_r b c \pi^{3/2}} \eta U I \quad (1-11)$$

Où U et I représentent la tension et l'intensité de soudage. Les deux paramètres f_f et f_r obéissent aux conditions de continuité du flux (1-12) :

$$a_f \leq b ; a_r = 2a_f ; \frac{f_f}{a_f} = \frac{f_r}{a_r} ; f_f + f_r = 2 \quad (1-12)$$

Pour ces méthodes, il est nécessaire de connaître au préalable les dimensions de la zone fondue pour effectuer une simulation numérique du soudage. On ne peut donc pas prédire les dimensions du bain à l'aide de ce type de modélisation.

1.6 DOMAINES D'APPLICATION DU PROCÉDÉ

Le procédé de soudage à l'arc TIG est surtout utilisé pour le soudage des tôles minces, et plus particulièrement en métaux difficiles à souder, du fait que ce procédé entraîne moins de déformations que le chalumeau. L'emploi de gaz rares onéreux (hélium et argon) fait que ses applications sont réservées aux métaux nobles et assemblages « précieux ». Parmi ces métaux, on trouve les aciers inoxydables et réfractaires, les alliages de nickel, d'aluminium, de magnésium, de titane, de cuivre.

Le procédé est employé dans les domaines les plus importants comme l'industrie nucléaire, la construction aéronautique et aérospatiale, la construction navale ou l'industrie automobile

1.7 CONCLUSION

Le chauffage de la pièce à souder, et la création d'un bain de fusion, résultent de phénomènes thermo physiques complexes. L'arc électrique, et surtout le plasma de couverture, transmettent à la surface de la pièce un flux de chaleur intense. Une partie de l'énergie émise est perdue par convection et rayonnement autour de la colonne d'arc.

L'énergie qui pénètre dans la pièce crée un bain de fusion. Dans ce bain de fusion, la chaleur se transmet par conduction, mais également par convection, cette dernière influençant tout particulièrement la forme du front de fusion. En outre, à la frontière liquide-solide, le flux de conduction qui passe de la partie liquide à la partie solide subit en outre une discontinuité, égale à la chaleur latente de changement de phase.

Dans la partie solide, les transferts de chaleur se font par conduction uniquement. Sur les bords solides de la pièce, les échanges avec l'environnement sont de types radiatifs et convectifs.

CHAPITRE 2

Modélisation du comportement thermo-dynamique

2.1 INTRODUCTION

L'objectif de ce chapitre est présenter le modèle physique de simulation numérique du bain de fusion en soudage TIG au cours de cette thèse. Ainsi, le modèle physique retenu sera traduit en terme mathématique tout en précisant au fur et à mesure les principales hypothèses considérées.

Les équations gouvernent le comportement du milieu continu en cours de transformation solide-liquide sont l'équation de la chaleur et les équations de conservation de masse, de quantité de mouvement et l'équation de l'énergie.

2.2 MODELISATION THERMIQUE

2.2.1 Equation de la chaleur

La simulation numérique des transferts thermiques revient à résoudre l'équation de la chaleur avec prise en compte des phénomènes de changement de phase (fusion et solidification) :

$$\rho c_p \frac{\partial T}{\partial t} - q - (\nabla \cdot \lambda \nabla T) = 0 \quad (2-1)$$

Avec T la température, λ la conductivité thermique, ρ la masse volumique, c_p la chaleur spécifique et q le terme source de chaleur. Nous avons vu au paragraphe précédent l'importance du couplage thermique – métallurgie et des chaleurs latentes de fusion sur le champ thermique obtenu. D'un point de vue mathématique, la prise en compte du changement d'état peut être réalisée suivant différentes procédures que nous allons rappeler [30].

Les premières publications traitant d'un problème thermique avec changement de phase remontent à Stefan (1891). Le changement de phase est considéré dans ces travaux comme une transformation isotherme instantanée. Les méthodes numériques développées plus récemment tentent de positionner l'interface solide /liquide et se divisent en deux catégories [14]:

- les méthodes à suivi de front
- les méthodes enthalpiques et les méthodes à terme source

a) Méthodes à suivi de front

Dans la résolution de problèmes thermiques avec changement de phase par éléments finis, les méthodes à grille mobile sont utilisées pour des cas de fusion / solidification de corps pur. Dans ce cadre, on cherche à résoudre séparément l'équation de la chaleur (2-1) dans les deux domaines représentant les phases solides et liquides. Le problème est alors formulé comme suit :

$$(\rho c_p)_i \frac{\partial T_i}{\partial t} = (\lambda_i \Delta T_i)_{\text{sur } \Omega_i} \quad \text{avec } i = s \quad \text{ou } i = l \quad (2-2)$$

Avec s et l les indices des phases solide et liquide. L'équation (2-2) est couplée à une condition de flux à l'interface prenant en compte l'enthalpie de changement de phase :

$$\lambda_t \vec{\nabla} T_i \cdot \vec{n} - \lambda_s \vec{\nabla} T_s \cdot \vec{n} = \rho_s L_f \frac{\partial S}{\partial t} \quad (2-3)$$

Où S représente la position de l'interface, et L_f la chaleur latente de transformation de phase. Dans certains cas, ces méthodes nécessitent l'utilisation d'algorithmes de maillage adaptatif afin que l'interface solide / liquide soit parfaitement décrite par une ligne ou surface d'éléments selon le cas 2D ou 3D [31]. Toutefois, Clavier et Lazaridis s'appuient sur un maillage fixe et intègrent la position du front de fusion dans la discrétisation du problème [32] [33].

b) Méthodes enthalpiques et à terme source

Les méthodes enthalpiques et à terme source sont les plus utilisées actuellement du fait de leur facilité d'implémentation dans les codes de calcul industriels et de leur flexibilité. Swaminathan et Voller décrivent précisément ces méthodes dans lesquelles l'équation de conservation de l'énergie est résolue à la fois dans la phase liquide et dans la phase solide [34].

- Formulation enthalpique

La prise en compte de la chaleur latente de changement de phase intervient dans l'équation de conservation d'énergie. Considérant un fluide subissant une transformation liquide – solide, Swaminathan donne la relation ci-dessous :

$$\frac{\partial(\rho H)}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho u H) = \nabla(\lambda \cdot \nabla T) \quad (2-4)$$

Dans laquelle ρ est la masse volumique, u la vitesse du métal liquide, T la température, λ la conductivité thermique et H l'enthalpie équivalente (mixture enthalpie) définie comme suit :

$$H = (1 - g) \int_{T_{ref}}^T C_s dT + g \int_{T_{ref}}^T C_l dT + gL(2-5)$$

Avec les indices « S » et « L » correspondant respectivement aux phases solides et liquides, T_{ref} la température de référence, c la chaleur spécifique, g la fraction volumique de liquide et L la chaleur latente de fusion. Cette formulation permet de considérer un changement de phase isotherme ou sur une plage de température. La Figure 2-1 montre l'évolution de l'enthalpie en fonction de la température pour un alliage hypo-eutectique.

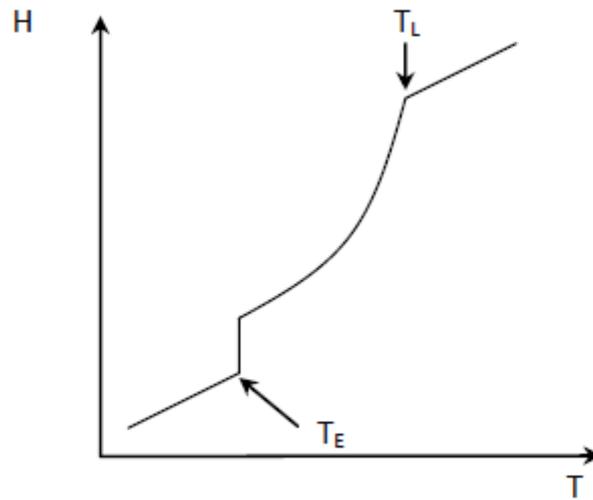


Figure 2-1: Représentation de l'évolution de l'enthalpie équivalente en fonction de la température [34]

(T_E , Température Eutectique ; T_L , Température du Liquidus)

Dans le cas d'un problème de conduction pure sans transport de matière, on pose $u = 0$ et l'équation 2-6 devient alors :

$$\rho \frac{\partial H}{\partial t} = \nabla(\lambda \cdot \nabla T)(2-6)$$

En considérant des propriétés thermiques constantes pour le matériau d'étude, on simplifie l'expression 2-4 de l'enthalpie :

$$H = cT + gL(2-7)$$

Cette méthode permet donc de tenir compte de la chaleur latente de fusion dans la formulation de l'enthalpie et est facilement utilisable dans un code de calcul industriel type COMSOL [35, 36].

Chaleur spécifique équivalente

Une méthode alternative à la prise en compte de la chaleur latente de transformation de phase dans l'enthalpie est de la considérer dans l'expression de la chaleur spécifique c_p .

On introduit une chaleur spécifique équivalente à partir de l'expression suivante [14]:

$$\frac{\partial(\rho H)}{\partial t} = \rho c_p \frac{\partial T}{\partial t} - \rho L \frac{\partial g}{\partial T} \frac{\partial T}{\partial t} = \rho c_p^{eq} \frac{\partial T}{\partial t} \quad (2-8)$$

On en déduit alors :

$$\rho c_p^{eq} = \rho c_p - \rho L \frac{\partial g}{\partial T} \quad (2-9)$$

Finalement, l'équation de la chaleur s'écrit :

$$\rho c_p^{eq} \frac{\partial T}{\partial t} = \nabla(\lambda \cdot \nabla T) \quad (2-10)$$

La capacité calorifique équivalente peut être évaluée de diverses manières selon les auteurs. Ainsi, LIMMON propose une approximation spatiale [37]:

$$c_p^{eq} = \left[\frac{\nabla H \cdot \nabla H}{\nabla T \cdot \nabla T} \right]^{1/2} \quad (2-11)$$

Morgan fait une approximation temporelle de la chaleur spécifique équivalente [38] :

$$c_p^{eq} = \left[\frac{H^t \cdot H^{t-1}}{T^t \cdot T^{t-1}} \right] \quad (2-12)$$

Cette méthode est fréquemment utilisée par différents auteurs à l'instar de la méthode enthalpique, sa mise en place dans les codes de calculs est aisée [39].

- Méthode du terme source

Cette méthode consiste à imposer un terme source dans l'équation de la chaleur, qui dépend de la fraction volumique de liquide et de la température. L'équation 2-1 s'écrit alors [34]

$$\rho c_p \frac{\partial T}{\partial t} = \nabla \cdot (\lambda \nabla T) + \rho L \frac{\partial g(T)}{\partial t} \quad (2-13)$$

2.2.2 Conclusion sur les méthodes de prise en compte du Changement de phase

Nous venons d'exposer les principales méthodes utilisées dans le cadre de simulations par éléments finis pour prendre en compte les phénomènes de transformations de phases (fusion et solidification) dans la résolution d'un problème thermique de soudage. Nous avons retenu pour notre modélisation la méthode de la chaleur spécifique équivalente implémentée dans le logiciel COMSOL. Elle permet en effet de prendre en compte les changements de phases pour un alliage et est aisément utilisable dans un code de calcul thermomécanique.

2.2.3 Conditions aux limites

Les limites du domaine d'étude sont soumises à des conditions de convection et de rayonnement. Le flux Φ_c convectif échangé avec le milieu extérieur est exprimé par la relation 2-14 :

$$\Phi_c = h_c \cdot (T - T_\infty) \quad (2.14)$$

Où h_c est le coefficient d'échange, T la température sur la paroi de la pièce et T_∞ la température du milieu ambiant.

Le flux radiatif est quant à lui défini par la relation 2-15 :

$$\Phi_r = \sigma \cdot \varepsilon \cdot (T^4 - T_\infty^4) \quad (2.15)$$

Avec σ la constante de Stefan-Boltzmann et ε l'émissivité. Dans la littérature, la valeur de l'émissivité varie entre 0 et 0,95. En effet, certains auteurs négligent les phénomènes de rayonnement dans leurs modélisations [48]. Deng utilise par exemple une valeur de 0,2, Lundbäck & al posent ε égale à 0,3 [5]. Lu et al ainsi que Kumar et Debroy et Gonçalves considèrent respectivement $\varepsilon=0,4$, $\varepsilon=0,7$ et $\varepsilon=0,95$ [22, 51, 52].

Dans notre modélisation, nous avons retenu les valeurs $h_c = 10 \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}$, $\varepsilon = 0,7$ [23, 19, 43] et $T_\infty = 20^\circ\text{C}$ (293K).

2.2.4 Méthodes de résolution du problème thermique de soudage

La résolution du problème thermique de soudage est envisageable suivant deux approches. Certains auteurs ont tenté de mettre en place une approche multi physique en cherchant en particulier à décrire très finement l'apport de chaleur généré par le plasma et l'arc électrique. Une autre approche consiste à résoudre l'équation de la chaleur (2-1), l'apport de chaleur du procédé étant réalisé par une source de chaleur représentative du soudage TIG.

2.3 MODELISATION DYNAMIQUE

2.3.1 Approche multiphysique

L'apport de chaleur est directement lié au type de procédé de soudage. La qualité et les dimensions du cordon de soudure dépendent de la manière dont est apportée la chaleur. Certains auteurs ont donc mis en place des simulations pour décrire l'arc électrique et le plasma d'arc. L'objectif de cette approche est d'obtenir le champ de température dans le plasma [20] [16] [41]. L'interface entre le plasma et la surface libre du bain fondu est la zone où s'effectue le transfert de chaleur vers la pièce. Matsumoto a cherché à définir dans ce domaine les gradients de tension de surface qui conditionnent l'écoulement fluide dans le bain fondu [42]. Les courants de convection influent sur les dimensions de la zone fondue et divers auteurs réalisent donc des calculs hydrodynamiques pour estimer la position du front de fusion [17] [23].

Afin de simplifier le problème et de réduire les temps de calcul, les hypothèses suivantes sont considérées :

- Le modèle mathématique appliqué en 2D axisymétrique.
- La chaleur latente de fusion est prise en compte.
- Le fluide est incompressible et l'écoulement est laminaire en raison de la petite taille de la piscine de soudure; Toutefois, la force de gravité est prise en compte en utilisant l'approximation de Boussinesq.
- La surface de la piscine de soudure supérieure est supposée plate.

Le problème dynamique est résolu par un calcul couplé dans lequel les équations de Navier-Stokes sont posées dans les domaines définis précédemment à savoir la pièce soudée et le domaine extérieur (Electrode – arc – plasma) et qui s'écrivent [19][20][43][44][45] :

Equation de conservation de la masse :

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \vec{v}) = 0 \quad (2-16)$$

Equation de conservation de la quantité de mouvement :

$$\rho \left(\frac{\partial \vec{v}}{\partial t} + \vec{v} \cdot \nabla \vec{v} \right) = -\nabla p + 2\mu \nabla \cdot D(\vec{v}) + \vec{F} \quad (2-17)$$

Avec ρ la masse volumique, \vec{v} le vecteur vitesse, t le temps, μ la viscosité du métal fondu, p le champ de pression, et \vec{F} les efforts volumiques (efforts de flottabilité) dans la ZF. Le terme D est décrit par la relation suivante :

$$D(\vec{v}) = \frac{1}{2} \left((\nabla \vec{v} + (\nabla \vec{v})^t) \right) \quad (2-18)$$

Ici \vec{F} représentent un corps des forces dans la piscine de soudure, il considère la force de résistance et de la gravité de frottement exprimée comme suit:

$$\vec{F} = \rho_0 \left[\left(1 - \beta(T - T_{ref}) \right) \cdot \vec{g} - \mu_s \frac{(1-F_l)^2}{(F_l^3 + 10^{-3})} \vec{v} \right] \quad (2-19)$$

Le second terme à permet de résoudre l'équation de quantité de mouvement dans l'ensemble du domaine, puis s'assurer que la vitesse est nulle dans le domaine solide, où μ_s est un grand nombre, F_l est fraction liquide supposé varie linéairement.

On suppose que la fraction de liquide varie linéairement entre les températures du solidus T_s et du liquidus T_l [51] :

$$F_l = \frac{T - T_s}{T_l - T_s} \quad (2-20)$$

$$F_l = \begin{cases} 1 & T > T_l \\ \frac{T - T_s}{T_l - T_s} & T_s < T < T_l \\ 0 & T < T_s \end{cases}$$

Equation conservation de l'énergie

$$\rho C_p^{eq} \frac{dT}{dt} = \nabla \cdot k \nabla T + Q \quad (2-21)$$

Où T est la température, k est la conductivité thermique, et C_p^{eq} est la chaleur spécifique équivalente exprimée comme suit :

$$C_p^{eq} = C_p + L_f \frac{dF_l}{dT}$$

Toutes les équations qui régissent sont calculées dans l'ensemble du domaine (liquide et les zones solides). Pour utiliser des propriétés physiques différentes pour chaque zone, nous pouvons utiliser la fraction liquide F_l comme suit:

$$\alpha = \alpha_L F_l + \alpha_s (1 - F_l) \quad (2-22)$$

Où α est la propriété physique considéré, et α_L et α_s sont respectivement les propriétés physiques des phases liquide et solide.

2.3.2 Géométrie et conditions aux limites

La figure 2.2 montre le domaine de calcul utilisé dans notre étude, la géométrie elle est considérée comme un rectangle (ABCD) de 16mm de longueur et 20mm de largeur.



Figure 2.2 : Domaine de calcul utilisé pour l'étude

- L'équilibre air-métal fondu au niveau de la surface libre est donné par :

$$\mu \frac{du}{dz} = F_l \frac{d\gamma}{dT} \frac{dT}{dr} \quad (2-23)$$

$$w = 0$$

Où μ est une composante radiale de la vitesse, puis, la vitesse le long de l'axe z égale à zéro puisqu'il n'y a pas un écoulement le long de l'axe z ($w = 0$), $\frac{d\gamma}{dT}$ est un gradient de tension de surface.

- Le long de l'axe de symétrie (AC) ou bien l'axe z

La condition de la vitesse et de flux donnée par :

$$\frac{du}{dz} = 0$$

$$\frac{dT}{dz} = 0$$

- Le flux de chaleur dans la partie supérieure de la surface libre exprimée :

$$\frac{dT}{dz} = \frac{d\eta Q}{\pi r_b^2} \exp\left(-\frac{dr^2}{r_b^2}\right) - h(T - T_{ref}) - \sigma\varepsilon(T^4 - T_{ref}^4) \quad (2-24)$$

Où r_b est le rayon de la distribution de la source de chaleur circulaire, d est le facteur de distribution de la puissance de l'arc sans dimension, en position de soudage TIG pris 3, Q est la puissance totale de l'arc, et η son efficacité, h est le coefficient de convection, σ la constante Stefan Boltzmann, et ε est l'émissivité.

- pour simplifier la mise en donnée du modèle, de minimiser le nombre de données d'entrée de la source, nous avons choisi une source de chaleur Gaussienne surfacique modélisée par RYKALINE équation (1-6).

2.4 Conclusion

Dans le cas d'une opération de soudage, la modélisation thermique du soudage, les difficultés résident principalement dans la modélisation de la source de chaleur ainsi que l'estimation de la quantité d'énergie utile pour le chauffage des pièces à assembler.

Une modélisation véritable du problème thermique nécessite une modélisation de l'arc électrique et du bain de fusion. Ceci joue un rôle très important dans la détermination de la quantité d'énergie mise en jeu ainsi que la prédiction de la forme du bain de fusion.

Dans le cadre de notre étude, nous nous sommes intéressés essentiellement à la modélisation thermique et dynamique. Ces simulations numériques sont généralement réalisées en utilisant des codes de calcul qui ne permettent pas de modéliser l'arc électrique. C'est pourquoi la physique de l'arc n'est pas considérée. Par conséquent, dans ce cas, l'arc électrique est modélisé par une source de chaleur équivalente.

Par ailleurs, la fusion du métal sera prise en compte en modifiant des propriétés thermo physiques de façon adéquate.

Pour la modélisation thermique, seule la conduction de la chaleur est donc modélisée. Pour la modélisation des transformations de phases, ce problème reste encore un problème discutable du fait que les mécanismes en jeu sont nombreux et complètement différents d'une transformation à l'autre.

D'autre part, plusieurs facteurs influent sur les transformations de phases et posent également des problèmes complexes pour la modélisation. Dans ces conditions, une modélisation théorique s'appuyant sur les mécanismes physiques et pouvant recouvrir tous les types de transformations de phases dans les aciers nous semble difficile à atteindre. Par conséquent, les modèles de type phénoménologique sont souvent utilisés dans la simulation des procédés industriels.

CHAPITRE 3

PRÉSENTATION DU LOGICIEL COMSOL

3.1 INTRODUCTION :

Le logiciel COMSOL, anciennement appelé FEMLab, est avant tout un outil de résolution d'équations aux dérivées partielles par éléments finis. Sa particularité est de disposer d'une base de données d'équations permettant de modéliser différents phénomènes physiques, comme l'électrostatique, l'écoulement de fluides ou encore la déformation des matériaux.

Développé initialement comme une toolbox de Matlab, il dispose aujourd'hui de son propre environnement graphique permettant à la fois le dessin des géométries et l'affichage de résultats en post-traitement.

Sa spécificité est également de permettre de coupler différentes EDP, de manière à décrire des phénomènes multiphysiques, particulièrement adapté au micromonde. Il est ainsi possible d'obtenir la déformation d'une membrane due à la pression dans un liquide par exemple. Ou encore l'élévation de température dans un conducteur due au passage d'un courant électrique.

Des fonctions avancées permettent d'entrer manuellement des EDP spécifiques. De plus, les données du logiciel sont accessibles depuis Matlab, ce qui permet la réalisation de scripts.

3.2 CONSEILS ET SUGGESTIONS POUR LA MODÉLISATION PAR ÉLÉMENTS FINIS (MEF) :

a) Clarification des objectifs de l'étude :

Avant de se lancer dans un processus de modélisation via la méthode par éléments finis, il est important de bien identifier les objectifs réels de ce développement. L'utilisation d'un logiciel permet d'obtenir de très grandes quantités de données qui, si elles ne sont pas pertinentes, viendront alourdir considérablement le processus d'analyse. Par exemple, la modélisation de l'ensemble de la structure n'est pas toujours requise et il est beaucoup plus efficace et rapide de se concentrer sur la portion de la structure problématique.

b) Structure et chargement symétriques

Lorsque le chargement se confond à un plan de symétrie, il devient utile de diviser le modèle en deux plans symétriques. Lorsque deux plans de symétrie sont présents, le modèle peut être divisé par quatre. Le gain en temps d'analyse est appréciable. Il ne faut cependant pas oublier de diviser par le même nombre, l'amplitude du chargement qui s'appliquera sur une section seulement du modèle original.

c) Type de matériau

Le type de matériaux considéré par le modèle est un paramètre fréquemment négligé. Il n'est pas rare que les écarts entre les résultats de la modélisation et les résultats expérimentaux soient attribuables à la différence de propriété entre le matériau réel et celui modélisé. Par exemple, une raideur de la structure trois fois plus importante pourrait être obtenue si par erreur on utilisait les propriétés de l'acier à la place des propriétés de l'aluminium.

d) Conditions limites :

Les conditions limites ou frontières sont associées à l'ensemble des efforts extérieurs qui contraignent la structure. On identifie ici les forces, les moments et les couples appliqués de même que les conditions de fixation de la structure tels les encastresments, les appuis simples, etc. Ces conditions limites doivent être conformes à la réalité afin de mener à une modélisation adéquate. Il est à noter que pour la modélisation, la condition limite d'encastrement est la plus facile à recréer tandis qu'une condition limite de type simplement appuyé pose des problèmes.

En expérimentation, le contraire se produit : il est facile de supporter une structure au moyen de conditions d'appui simple tandis que la fabrication d'un encastrement « parfait » est difficile.

e) Taille des éléments :

Le maillage de la structure est une étape cruciale et fondamentale pour la méthode des éléments finis. La taille des éléments joue un rôle important dans l'exactitude des résultats. On a toutefois tendance à trop diminuer la dimension des éléments en raffinant le maillage exagérément. Un maillage grossier peut donner les mêmes résultats qu'un maillage fin pour une fraction du temps de calcul. L'approche simple et classique consiste à utiliser un maillage de départ grossier ; de diminuer la taille de moitié et de noter les changements. Si les résultats ne varient pas de façon significative, cela tend à démontrer que le premier maillage était adéquat.

L'homogénéité du maillage est un autre paramètre important. Une discontinuité entre le maillage local et le maillage global engendre des erreurs importantes dans la région de transition.

3.3 PRÉSENTATION GÉNÉRALE DU LOGICIEL

- Lancez le logiciel en double-cliquant sur l'icône *COMSOL Multiphysics*.



Figure 3-1 : affichage au démarrage

- Au démarrage du logiciel, le navigateur de modèle apparaît. C'est lui qui permettra de définir le ou les modèles physiques qui seront utilisés. C'est aussi ici que la dimension de l'espace est choisie (2D, 2D axisymétrique, 3D, ...). Pour chacun des modèles, il est précisé quelles sont les variables, et quel est le suffixe propre à ce modèle. En effet, COMSOL crée automatiquement des variables pour chaque modèle. Ces variables sont toujours suffixées par le nom du modèle auquel elles sont rattachées. Par exemple E_x est la composante en x du champ électrique dans le modèle « électrostatique ». Il y a lieu de faire attention à la casse lorsqu'on fait référence à ces variables.
- Lorsque le ou les modèles ont été choisis, l'écran général de COMSOL apparaît.
- D'une manière générale, lors de la création d'un projet, il faut parcourir le menu en allant de gauche à droite. Nous allons donc d'abord construire la géométrie du problème.
- On définit ensuite le comportement des domaines en leur associant des propriétés. Ensuite, on impose des conditions sur certaines frontières, et éventuellement sur certains points. Cette opération est à refaire pour chaque modèle utilisé dans le projet.

- Une fois la physique du problème posée, il faut effectuer le maillage de la géométrie. Il est possible de faire un raffinement local du maillage.
- Il ne reste ensuite plus qu'à simuler le projet.
- Toutes les inconnues sont alors déterminées. Il est possible de les afficher dans la fenêtre de post-processeur. L'utilisateur peut choisir quelles variables il désire représenter, et sous quelle forme.

3.4 PROBLÈME À ÉTUDIER

Le travail consiste à déterminer des champs de température, de flux chaleur et la vitesse et voir la forme du bain de fusion

Le problème adopté doit avoir à connaître la façon de rentrer les données du problème qui sont un plan soumis à des conditions aux limites.

3.4.1 Choix du modèle

Nous allons commencer par l'étude du champ de température . Lancez donc le module transfert de chaleur dans le navigateur de modèle. Nous allons ici nous limiter à une étude à 2 dimensions axisymétrique.

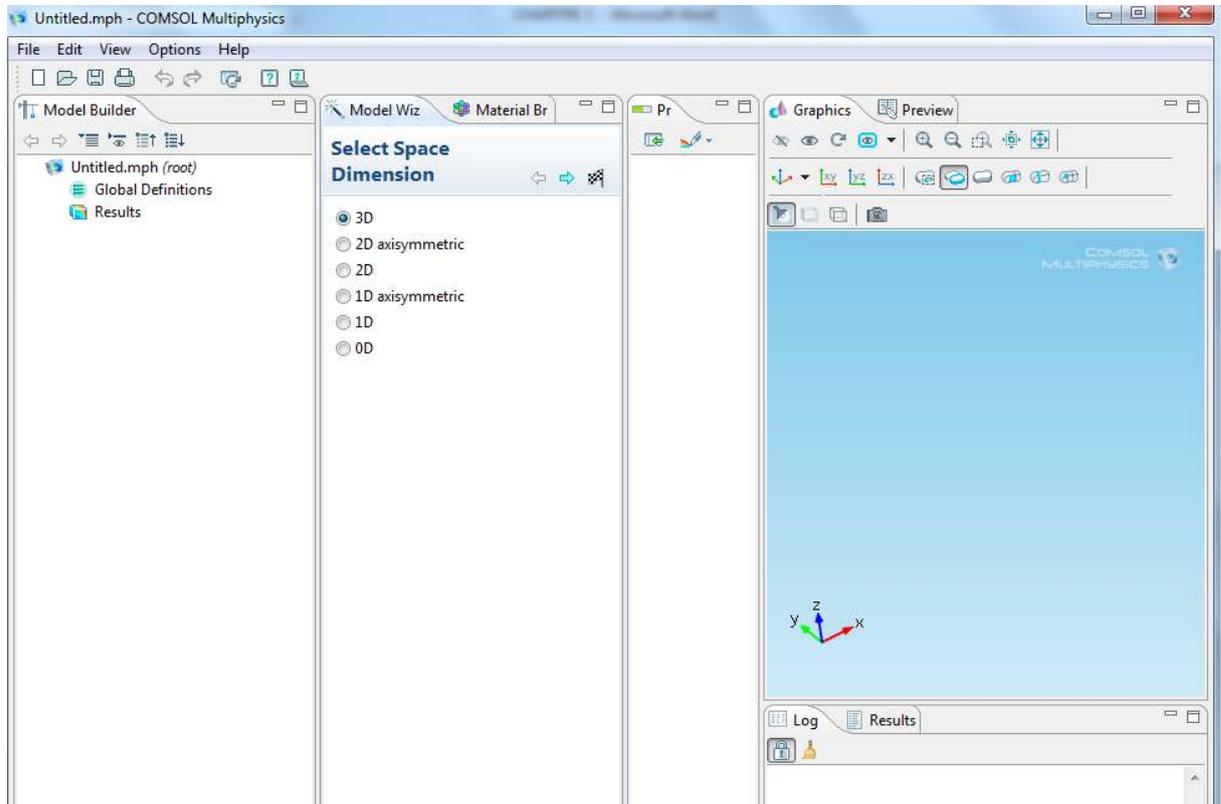


Figure 3-2 : pour sélectionner les dimensions d'espace

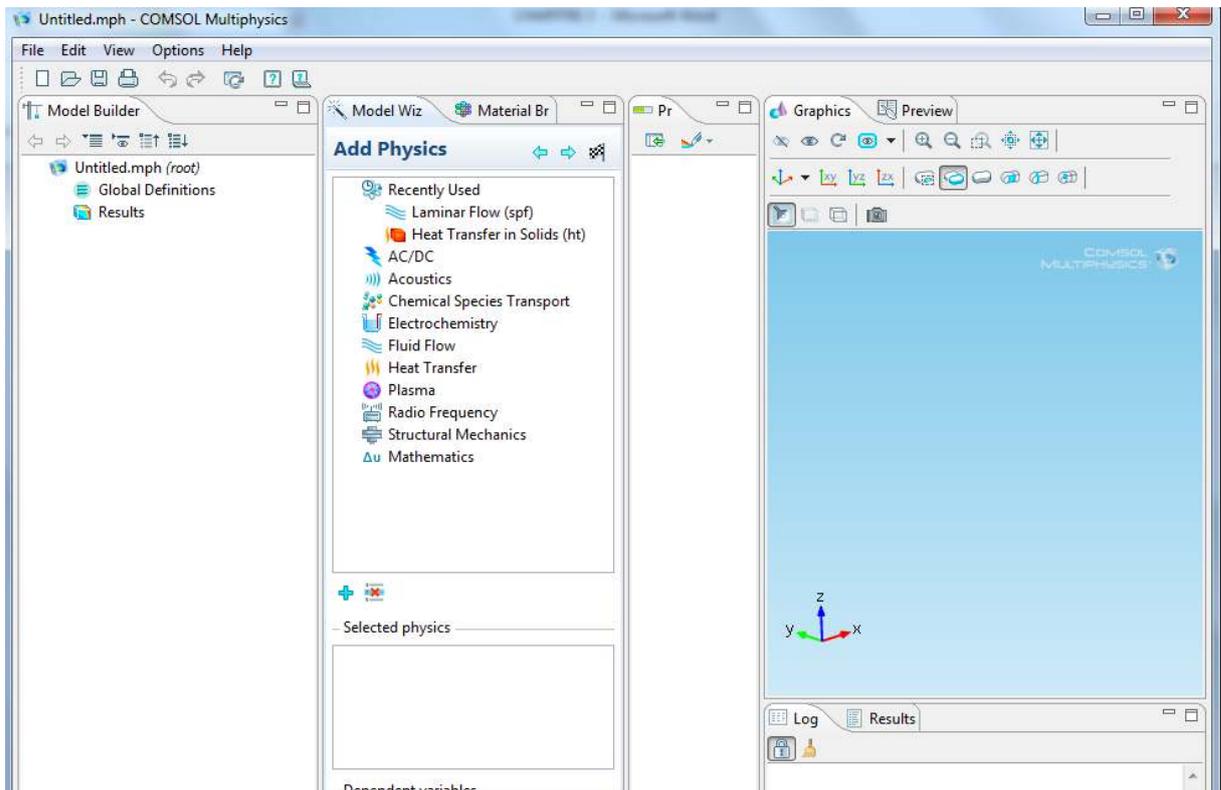


Figure 3-3 : pour ajouter une physique

3.4.2 Géométrie

La première chose à faire une fois le programme ouvert est de dessiner la géométrie de notre système.

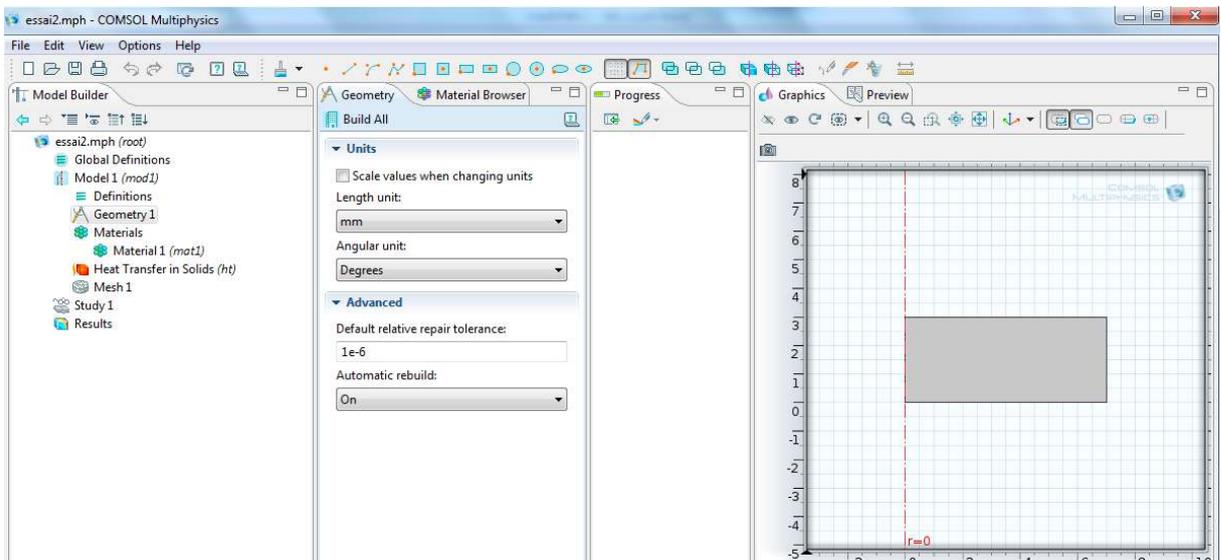


Figure 3-1 : la géométrie de la pièce

3.4.3 Introduction des propriétés des domaines

Le but est ici de définir les paramètres physiques qui définissent le domaine : masse volumique, capacité calorifique, la conductivité, etc. Les paramètres sont évidemment liés au modèle physique étudié. Il est également possible d'écarter un des domaines du modèle étudié.

Une bibliothèque de matériaux est à disposition dans COMSOL

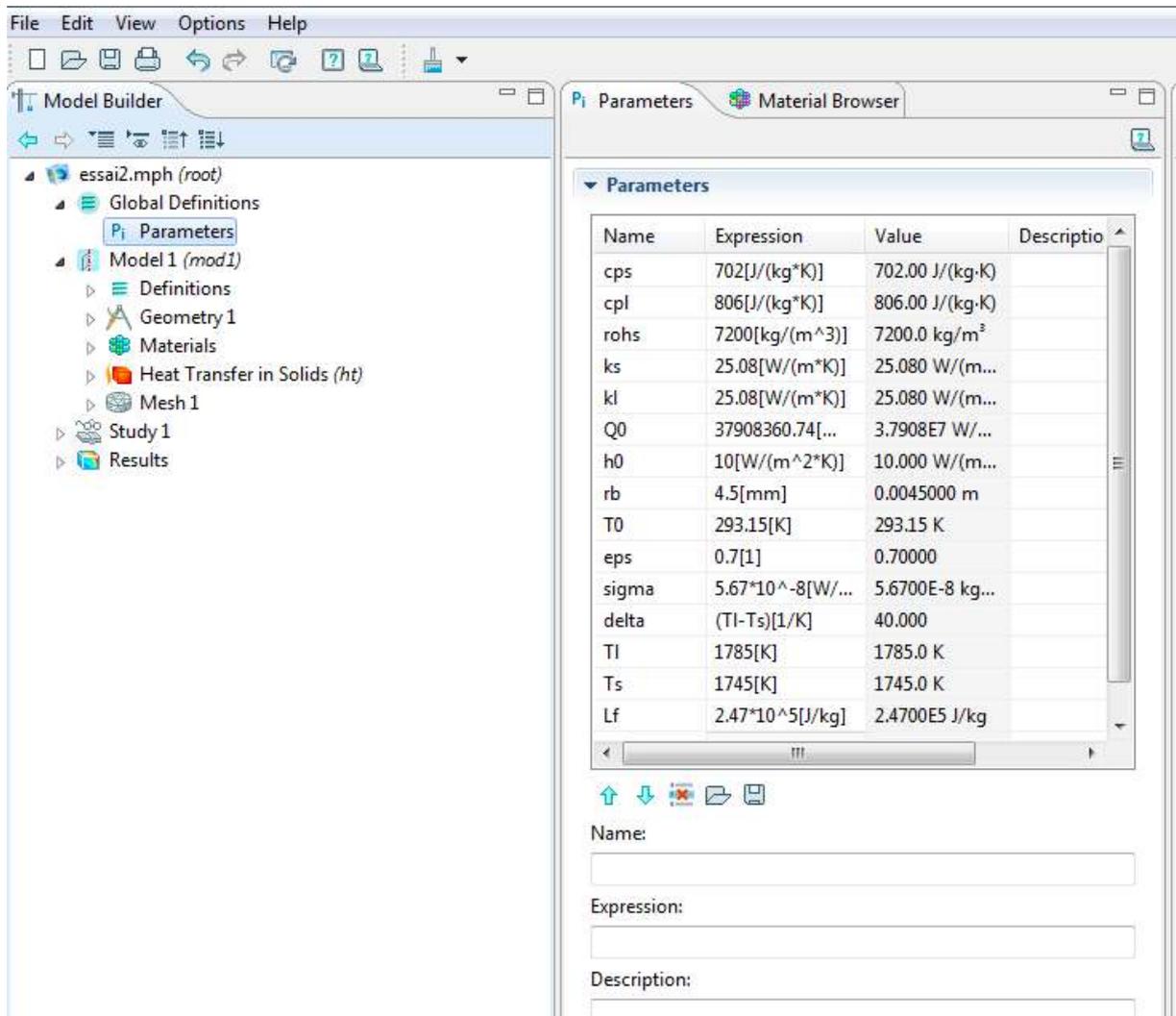


Figure 3-5 : Les propriétés de matériaux en acier inoxydable

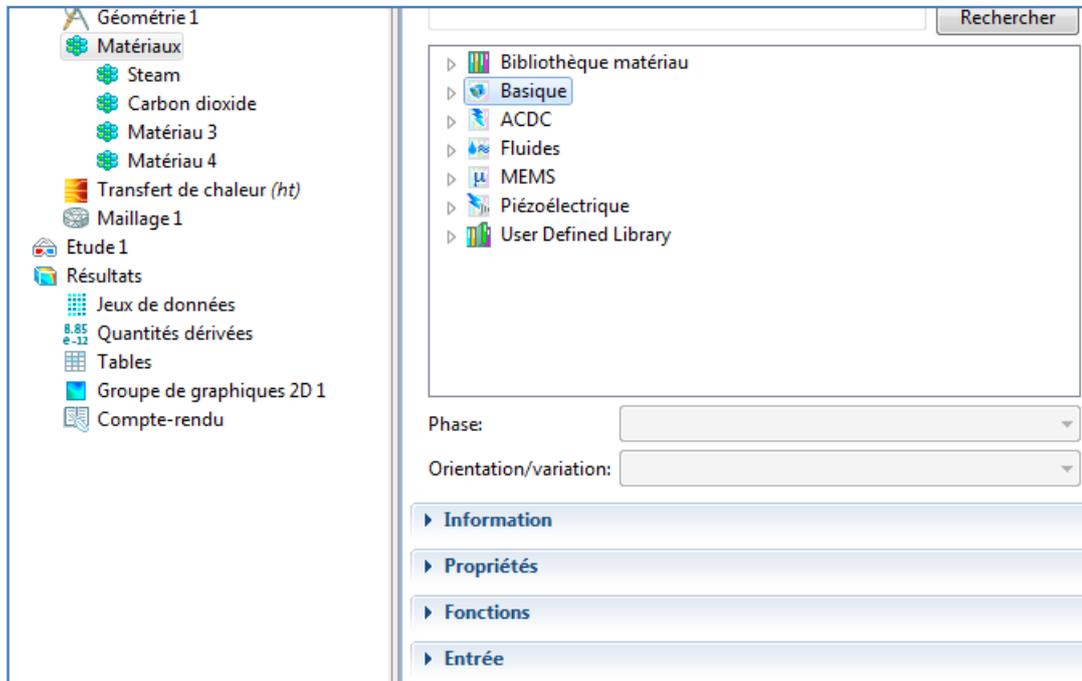


Figure 3-2 : Choix des matériaux

3.4.4 Introduction des conditions aux limites

Pour résoudre les EDP, il est nécessaire de définir un certain nombre de conditions aux limites cohérentes.

A chaque frontière de domaine est associé un segment orienté. Il est possible de donner des valeurs de condition aux limites pour chacun de ces segments. Les options seront différentes suivant qu'il s'agisse ou non d'une frontière intérieure au système.

Choisissez de manière pertinente les différentes conditions aux limites. Vous pourrez les changer plus tard, de manière à voir leur influence.

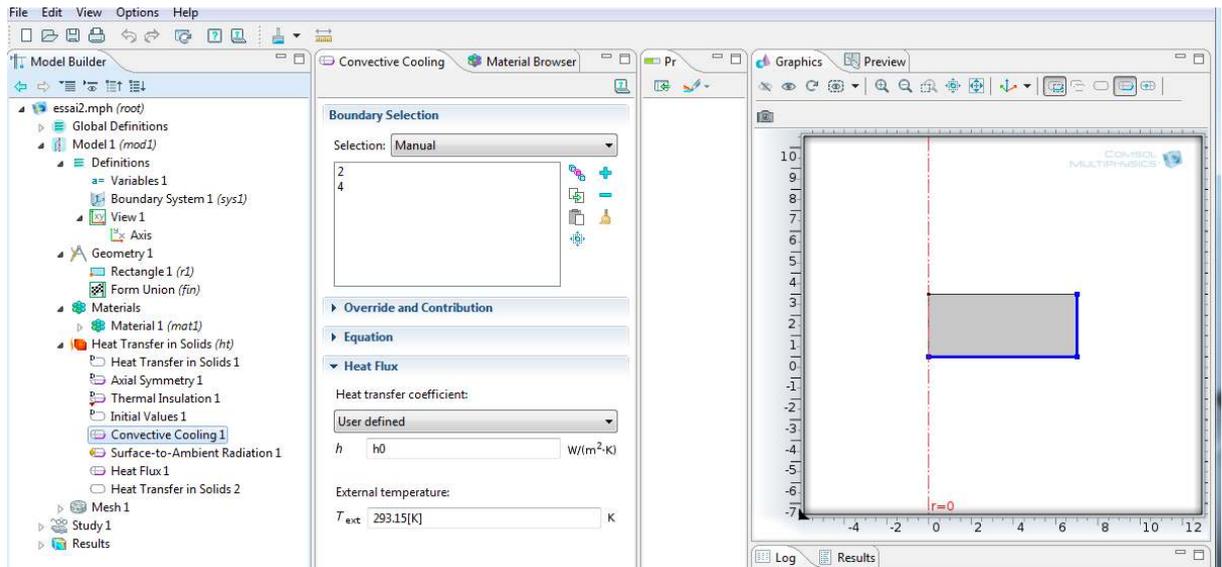


Figure 3-3 : Conditions aux limites

3.4.5 Maillage des domaines

Le COMSOL propose neuf types de maillages de différentes finesses, de l'extrêmement fin à l'extrêmement grossier. Seulement, il est possible de modifier les paramètres pour l'améliorer. Le maillage peut être affiné, selon la complexité de la géométrie du problème, sur un sous domaine, une frontière ou autour d'un point particulier.

Le maillage utilisé pour discrétiser la géométrie étudiée est de type lagrangien avec remaillage automatique en fonction de la déformation. Les mailles sont de forme triangulaire (voir figure 9) et les nœuds se déplacent en fonction de la déformation de la matière. Lorsque la déformation de la maille dépasse 100%, un remaillage automatique de la pièce est réalisé. Ceci a pour but d'améliorer la précision des calculs et d'éviter le chevauchement de certaines mailles, qui peut se produire lorsque la matière s'enroule sur elle-même.

Une boîte de maillage a été créée dans la zone de la géométrie proche de la zone de soudage ou ZAT, dans la partie qui subit la majorité des déformations et des phénomènes thermiques et dynamiques importantes.

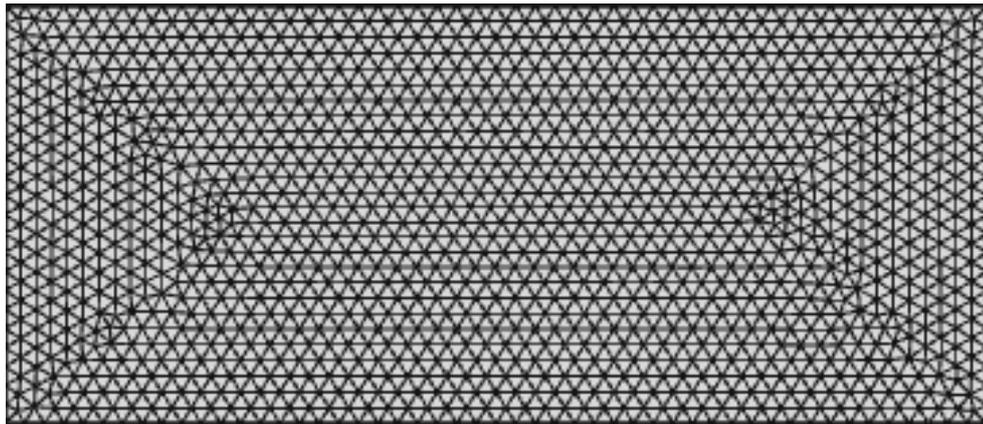


Figure 3-4 : Le maillage des domaines

3.4.6 Résolution du problème

Lorsque le problème est complètement défini, il ne reste plus qu'à le résoudre.

Il est possible d'accéder à des menus pour paramétrer la résolution. De même, lors de la résolution d'un problème multiphysique, il est possible de ne résoudre que pour une certaine partie des variables.

S'il y a des problèmes de convergences, il est possible que le problème soit mal posé (conditions aux limites, ...).

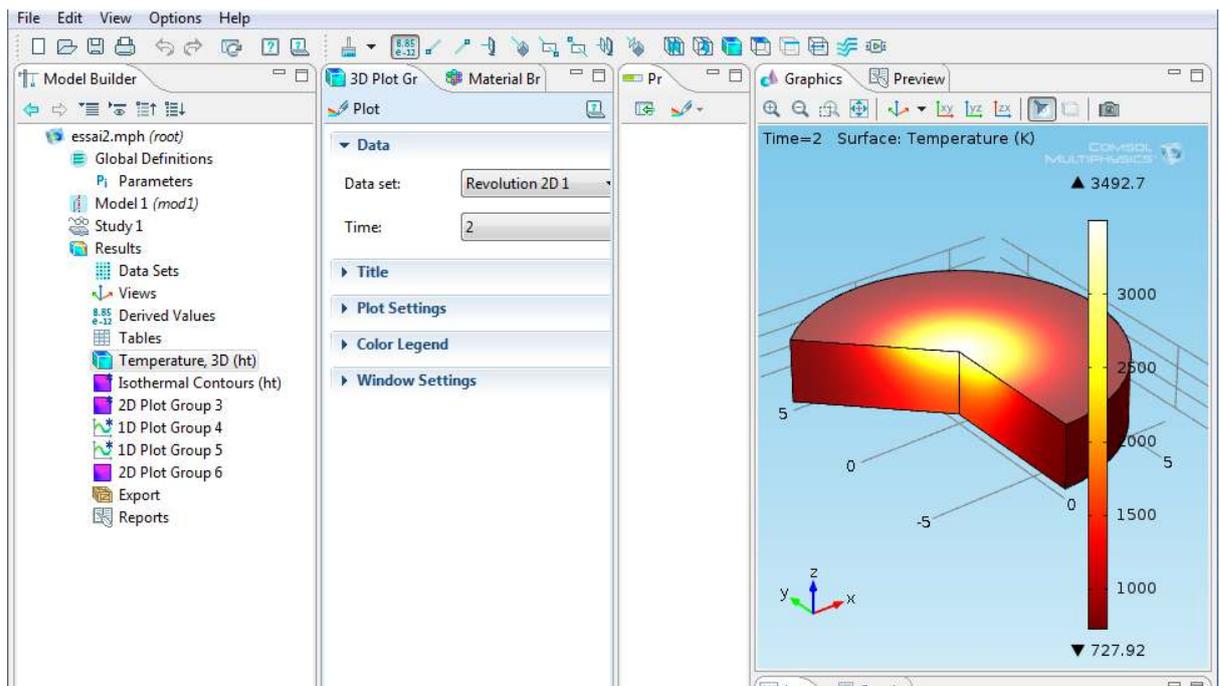


Figure 3-5 : La Résolution du problème

La résolution est d'autant plus longue que le nombre de nœuds du problème est élevé. Sa vitesse dépend également du type de solveurs choisis. Il est possible de fixer une initialisation qui peut être une valeur, ou une solution précédemment enregistrée. On peut choisir la ou les variables que l'on souhaite résoudre, dans le cas d'un problème multi physique que l'on peut découpler. Le jeu de données à créer pour la résolution numérique complète comprend le modèle de comportement, les propriétés physiques, émissivités et conductivité du matériau, et les conditions aux limites imposées sur le maillage. Ces données sont saisies conventionnellement par l'interface de maillage et stockées sur un fichier texte. Ce fichier pourra être ultérieurement modifié par l'éditeur de texte. Il suffit à l'utilisateur d'ordonner au logiciel la résolution en désignant le fichier donné, précédemment créé et le fichier contenant le maillage.

3.4.7 Postprocessing : analyse des résultats

Lorsque le programme a convergé vers une solution, il bascule automatiquement vers la fenêtre de postprocessing, qui permet d'analyser les résultats.

Il est possible de les visualiser sous forme de remplissage de couleur, de lignes de courant, de champ de flèches, etc...

3.5 ANALYSE DES RÉSULTATS

Après la fin de la procédure de calcul, on obtient en sortie deux fichiers. L'un contenant les températures aux nœuds du maillage et l'autre est un fichier post-traitement pour la visualisation des isothermes pour un coefficient de tension superficielle positif et négatif.

3.6 CONCLUSION

L'outil de résolution d'équations aux dérivées partielles par éléments finis nous a permis de coupler nos équations, (équation de mécanique des fluides et équation de la chaleur) pour atteindre notre objectif qui est l'étude thermo-dynamique du bain de fusion.

Chapitre 4:

SIMULATIONS ET INTERPRÉTATIONS

4.1 INTRODUCTION

Dans ce chapitre, on présente les résultats de la simulation thermo-dynamique, du bain de fusion lors d'une opération de soudage TIG, obtenus par logiciel COMSOL pour un acier inoxydable.

4.2 RÉSULTATS ET DISCUSSION

4.2.1 Résultats obtenus pour l'acier inoxydable

Les simulations numériques sont faites avec les données du matériau (propriétés thermo-physiques constantes pour chaque phase) et les paramètres de soudage.

Les propriétés thermo-physiques et les paramètres de soudage sont comme suit :

$\rho \left(\frac{kg}{m^3} \right)$	la densité	7200
$c_{p_s} \left(\frac{J}{kgK} \right)$	La chaleur spécifique de la phase solide	702.74
$c_{p_l} \left(\frac{J}{kgK} \right)$	La chaleur spécifique de la phase liquide	806.74
$\mu (Pa.s)$	La viscosité dynamique	$6.7 * 10^{-3}$
$T_s (K)$	température de solidus	1745
$T_l (K)$	température de liquidus	1785
$k_s (W/(m.K))$	Conductivité thermique du solide	25.08
$k_l (W/(m.K))$	Conductivité thermique du liquide	25.08
$\frac{d\gamma}{dT} \left(\frac{N}{m.K} \right)$	Coefficient de tension de surface	$-3.47 * 10^{-3}$

Table 4-1: Les propriétés de matériaux en acier inoxydable

$I(A)$	L'intensité du courant	101
$U(volt)$	la tension	9.6
r_b	Lerayon de distribution	4.5 mm

Table 4-2 : Les paramètres de soudage

4.2.2 Les résultats de simulation numérique

COMSOL logiciel multiphysique utilisé pour résoudre toutes les équations couplées, dans notre étude, il a donné le champ de température, champ de vitesse, le calcul est effectué dans les 35 minutes.

L'évolution de la fraction de liquide dans l'espace objet est représentée par la figure (4-1)

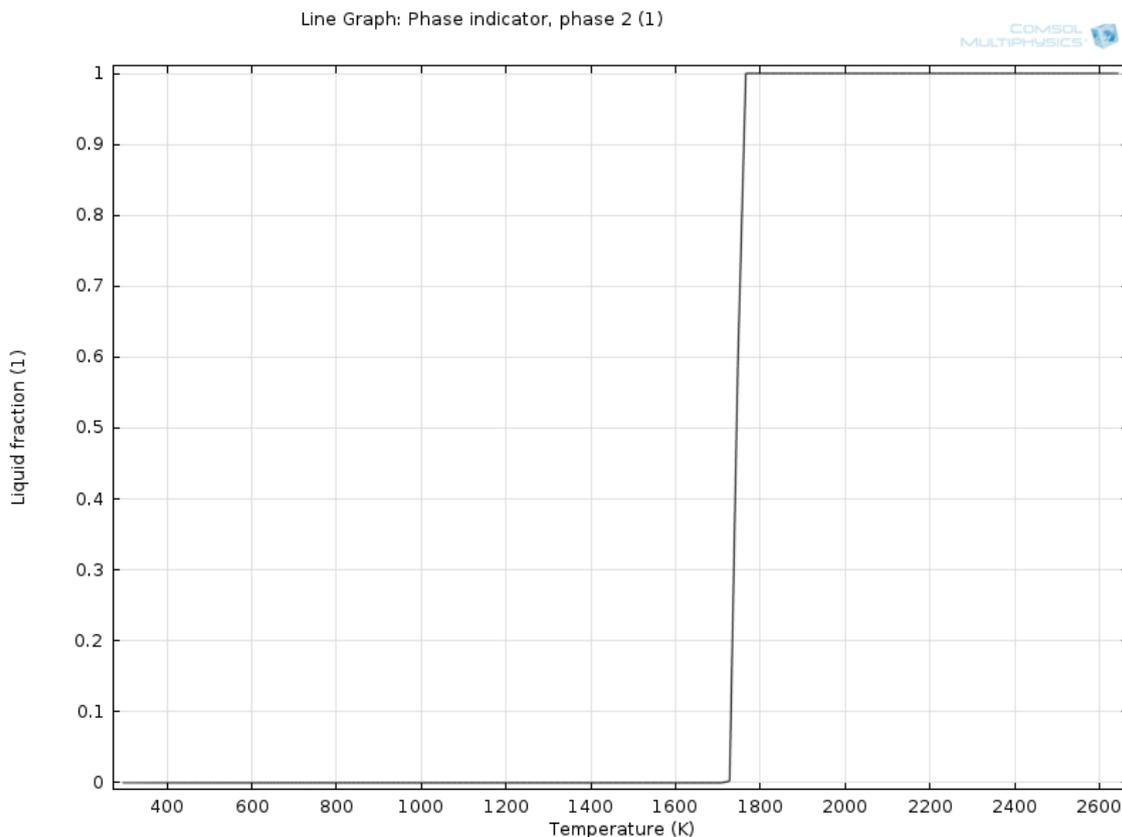


Figure 4-1 : L'évolution de la fraction de liquide

Pour bien expliquer le phénomène de marangoni, on tient en compte la teneur des éléments tensio-actif (soufre, oxygène...), celui qui gouvernent le sens de particules fluide, dans cette optique on conforme la faible teneur par un coefficient négatif, en revanche, si cette teneur dépasse le seuil le coefficient doit être positif

- Premier cas ($\frac{d\gamma}{dT} < 0$):

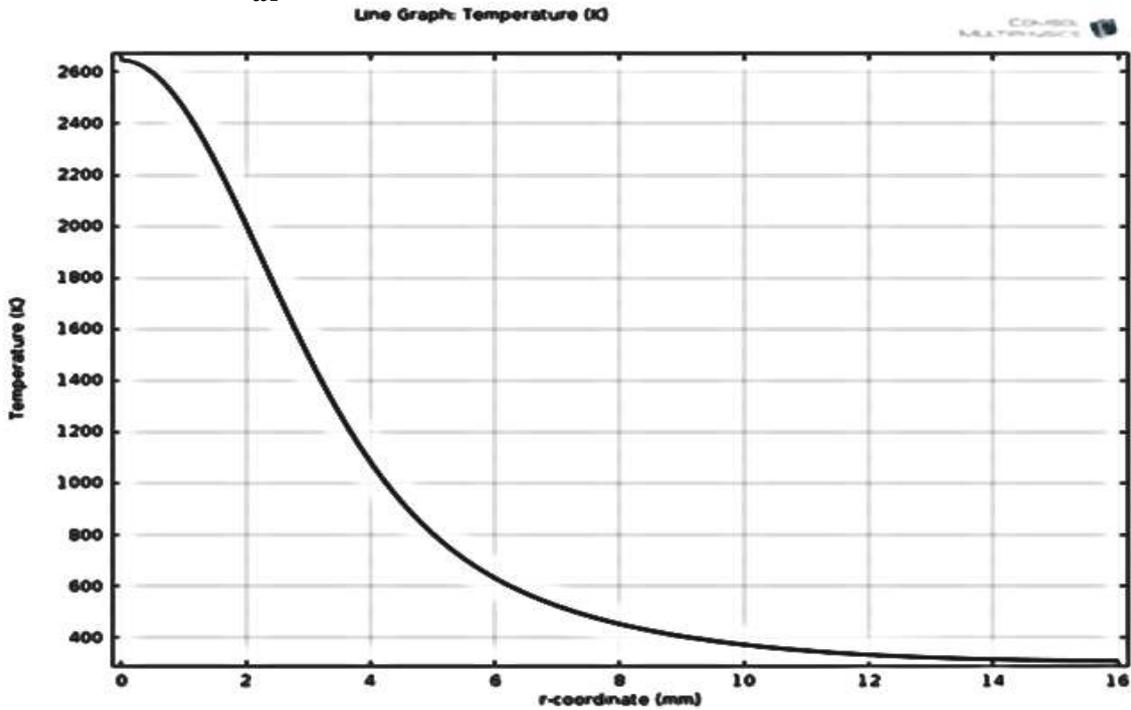


Figure 4 -2 :répartition de la température sur la surface libre

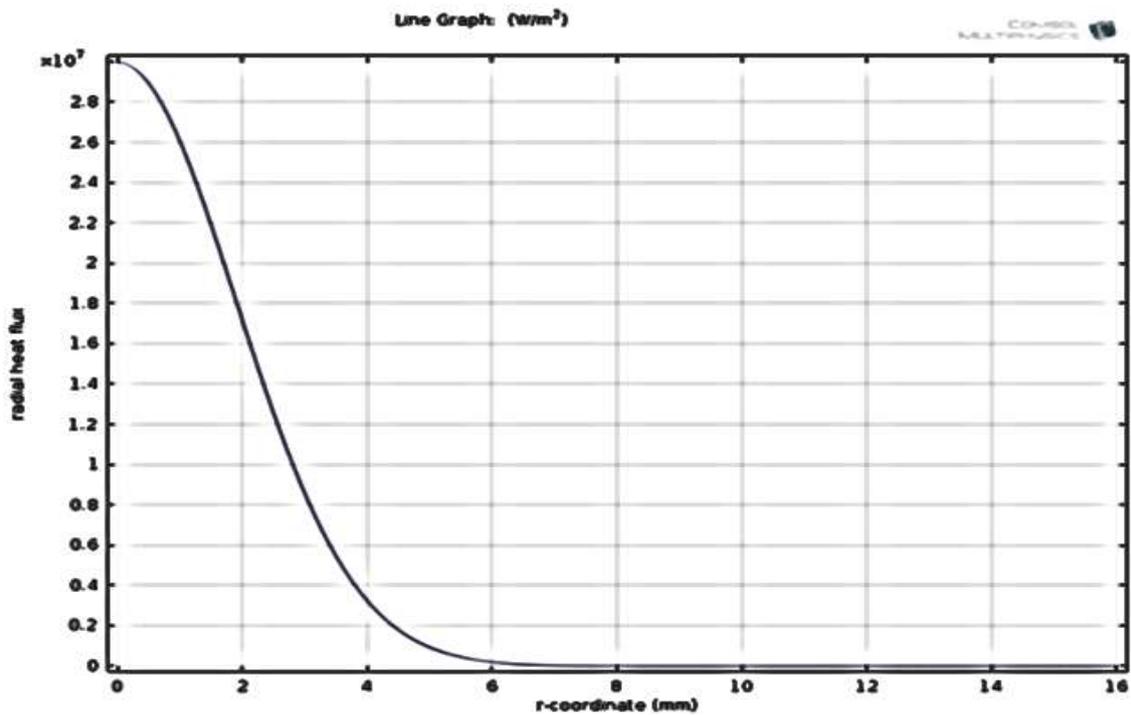


Figure 4 -3 : La distribution radiale du flux de chaleur.

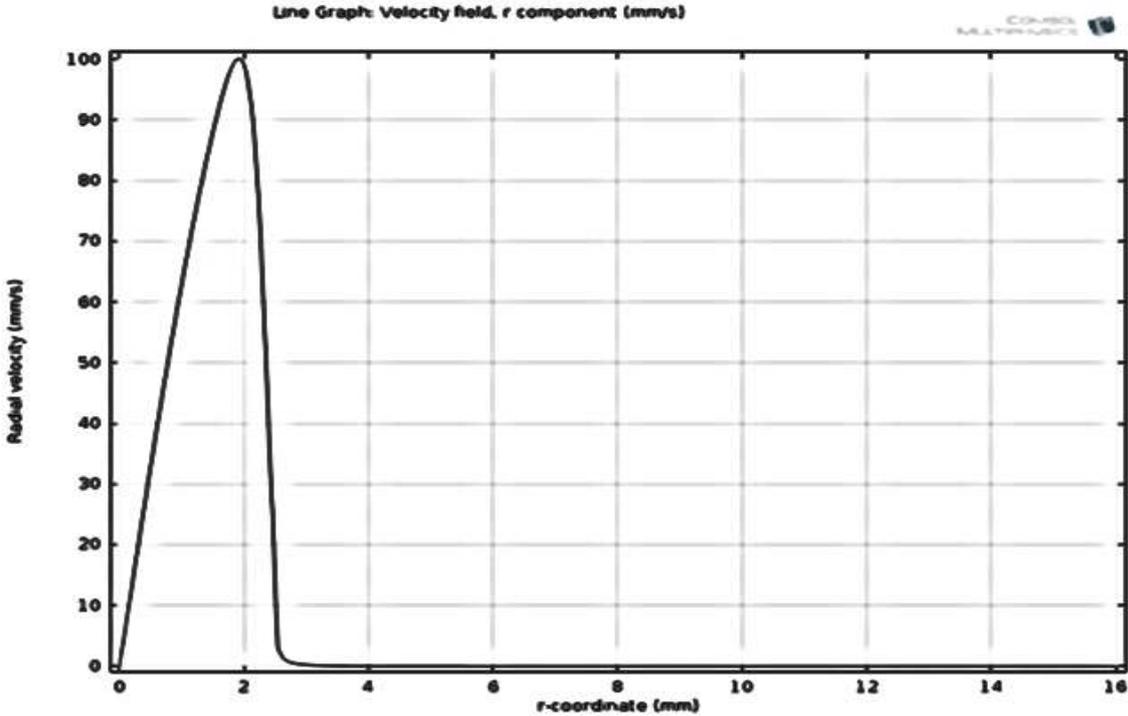


Figure 4 -4 : La vitesse radiale à la partie supérieure de la surface libre.

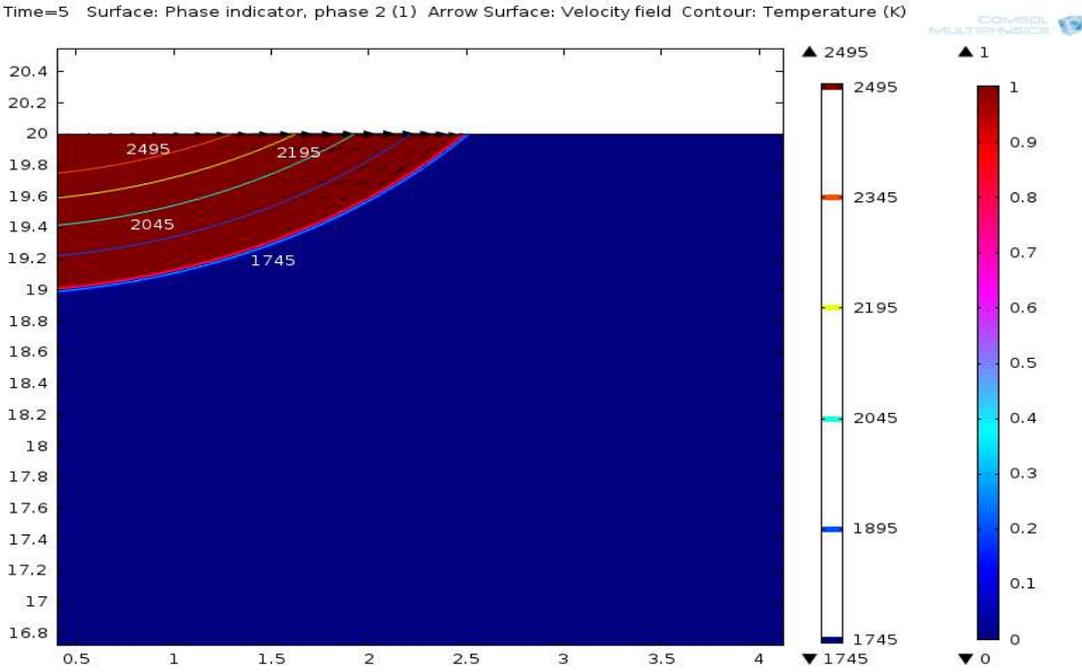


Figure 4-5 : la forme de bain

Discussion :

La chaleur provenant de l'arc électrique se transfère à la première fois, par conduction dans tout le domaine entier, cependant, la fusion apparaît aux dessous de l'arc électrique, pour cela l'air ambiant interagit avec le métal fondu, ou l'équilibre s'assure par l'équation (2-23).

La température maximale est de l'ordre de 2650 K à la zone inférieure de l'arc, puis elle décroît sensiblement, tandis que la vitesse atteint 100 mm/s, et toutes les particules migrent vers les bords du bain.

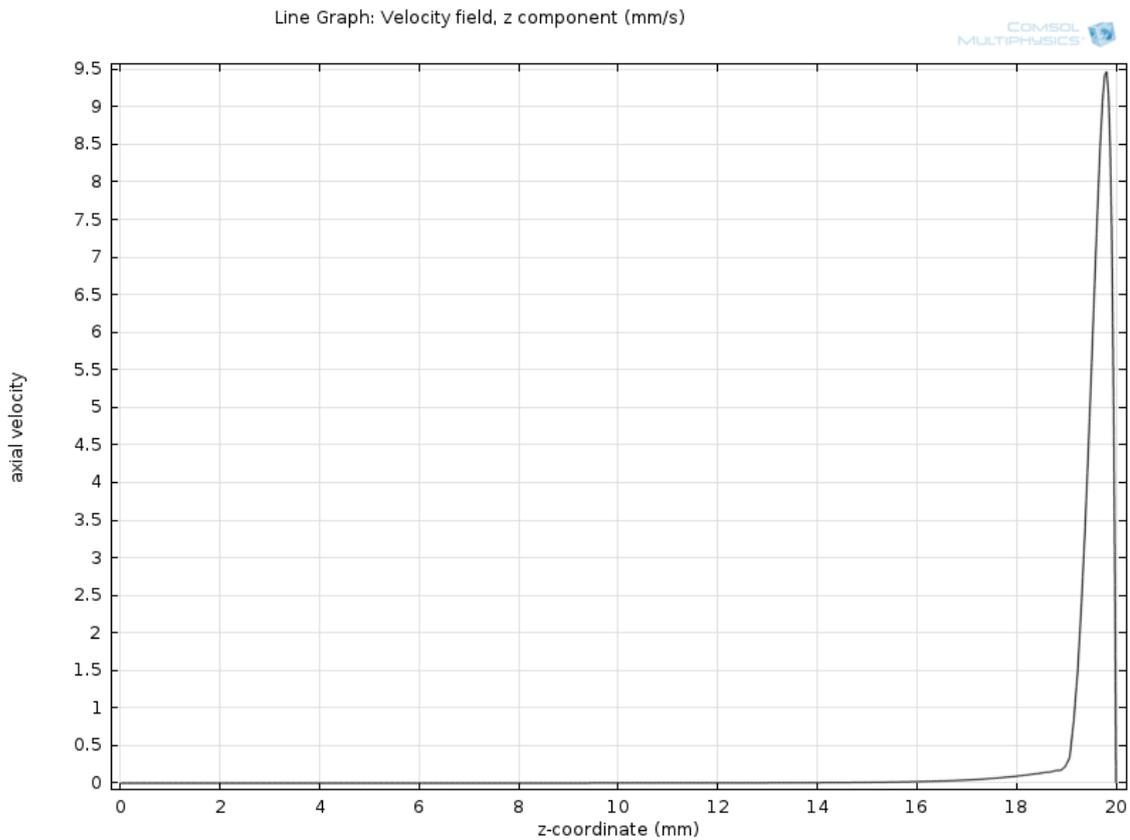


Figure 4-6 : l'évolution de vitesse axiale

Il est évident que la vitesse axiale nulle d'après les hypothèses, alors la figure montre une faible vitesse et négligeable devant la vitesse radiale grâce à la dissipation visqueuse.

- Deuxième cas ($\frac{dy}{dT} > 0$) :

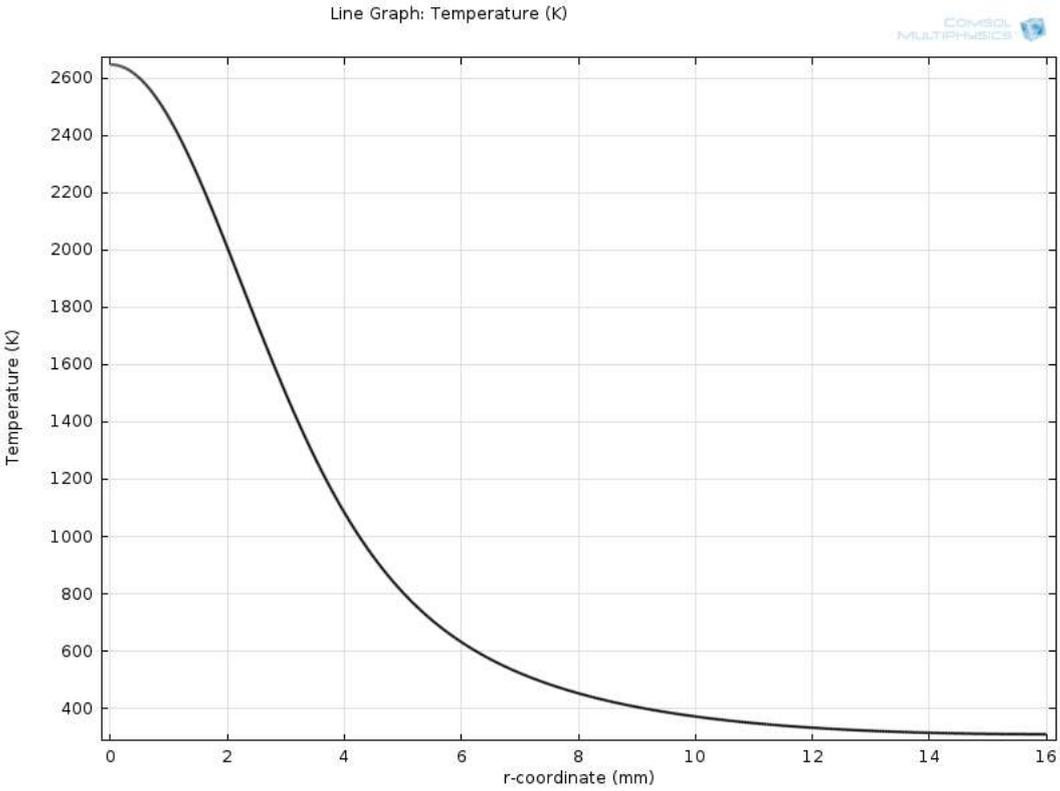


Figure 4 -7 : répartition de la température sur la surface libre

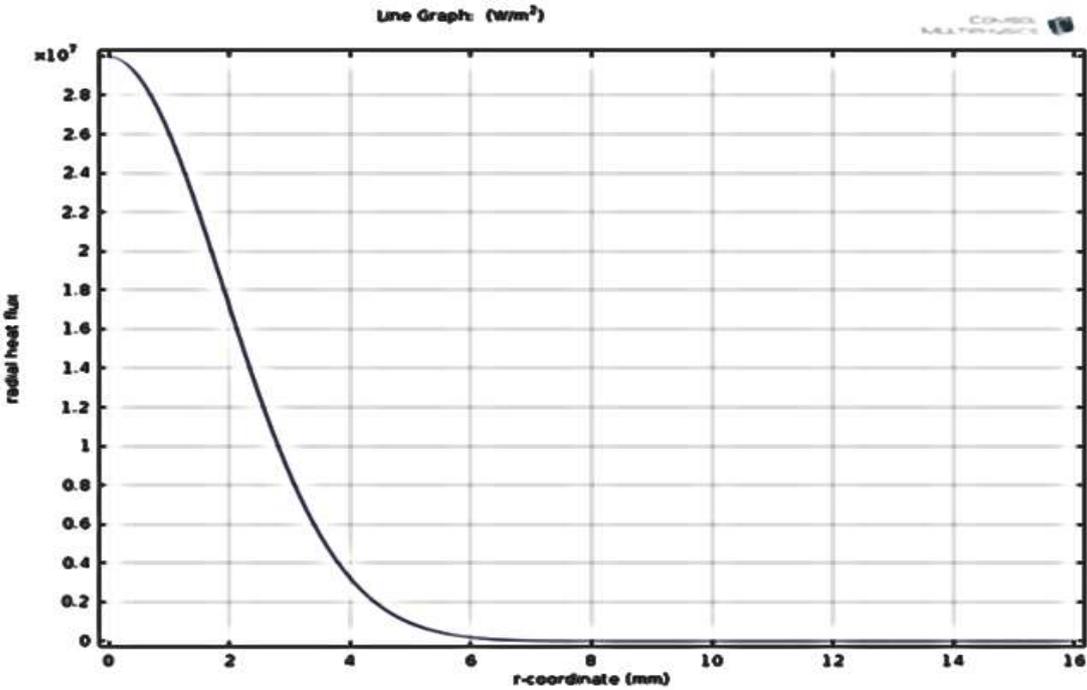


Figure 4 -8 : La distribution radiale du flux de chaleur.

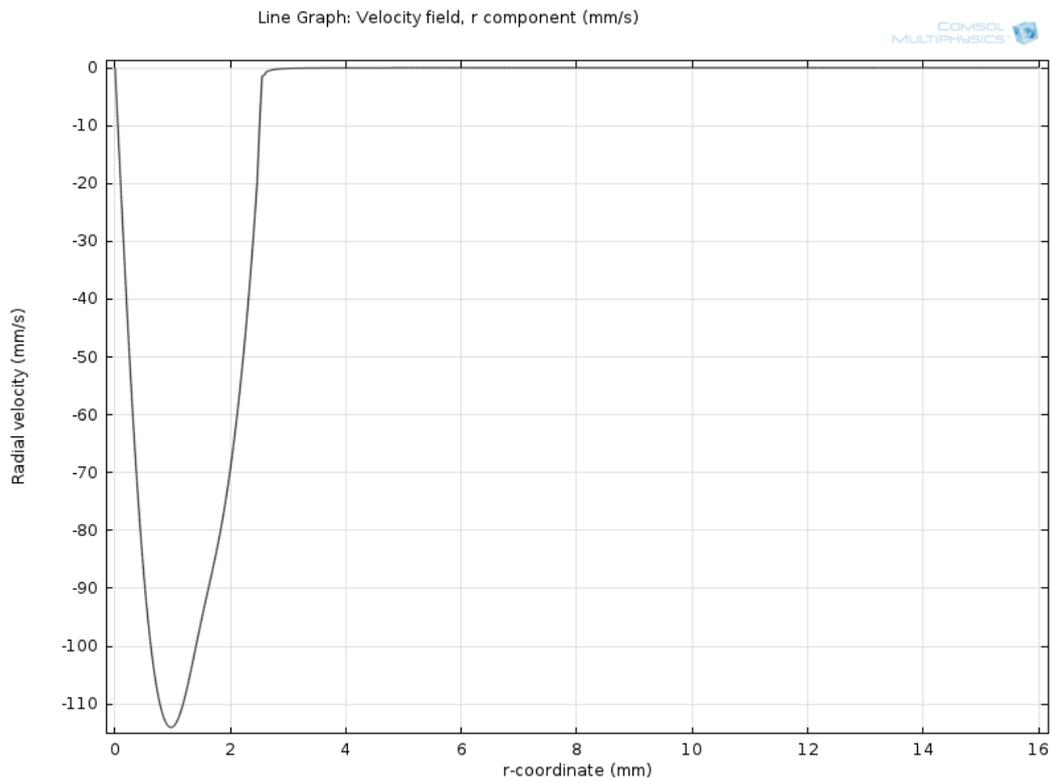


Figure 4-9 : La vitesse radiale à la partie supérieure de la surface libre.

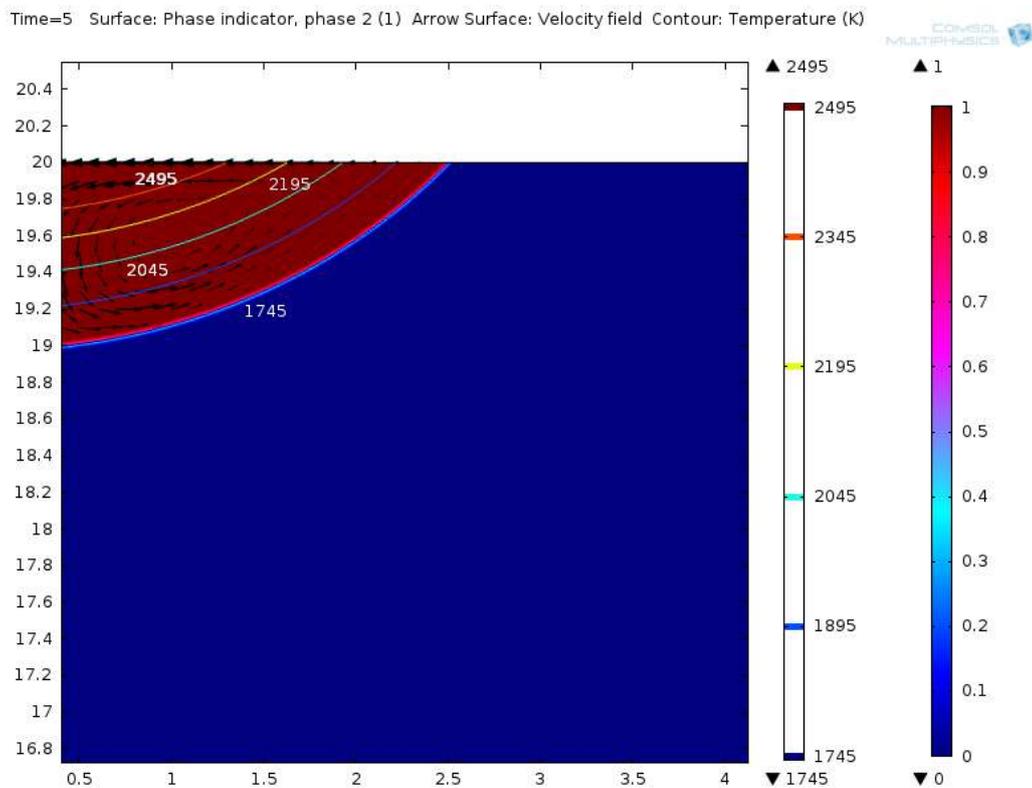


Figure 4-10 : laforme de bain

Discussion :

Le champ de température et de flux de chaleur sont similaires au premier cas, alors que la vitesse maximale est de l'ordre 115 mm/s, en constatant l'inversion du courant de Marangoni grâce à la forte concentration d'espèce chimique dans le centre.

En conclusion, le transfert de la chaleur dans le soudage s'effectue majoritairement par conduction, les principaux moteurs du bain sont la flottabilité et la convection de Marangoni.

4.3 Etude de sensibilité

La forme de la soudure est influencée par la teneur en soufre, et les paramètres de soudage (rayon de distribution, l'intensité de courant). Dans cette optique, on parle sur l'évolution des dimensions (largeur, profondeur) du bain de fusion en fonction du rayon de distribution et de la puissance de soudage.

Pour voir l'influence des paramètres opératoires (rayon de distribution, l'intensité de courant), sur la géométrie du bain de fusion. Nous varions d'une façon croissante le rayon de distribution et onregistre les dimensions de bain, la figure ci-dessous montre ce comportement :

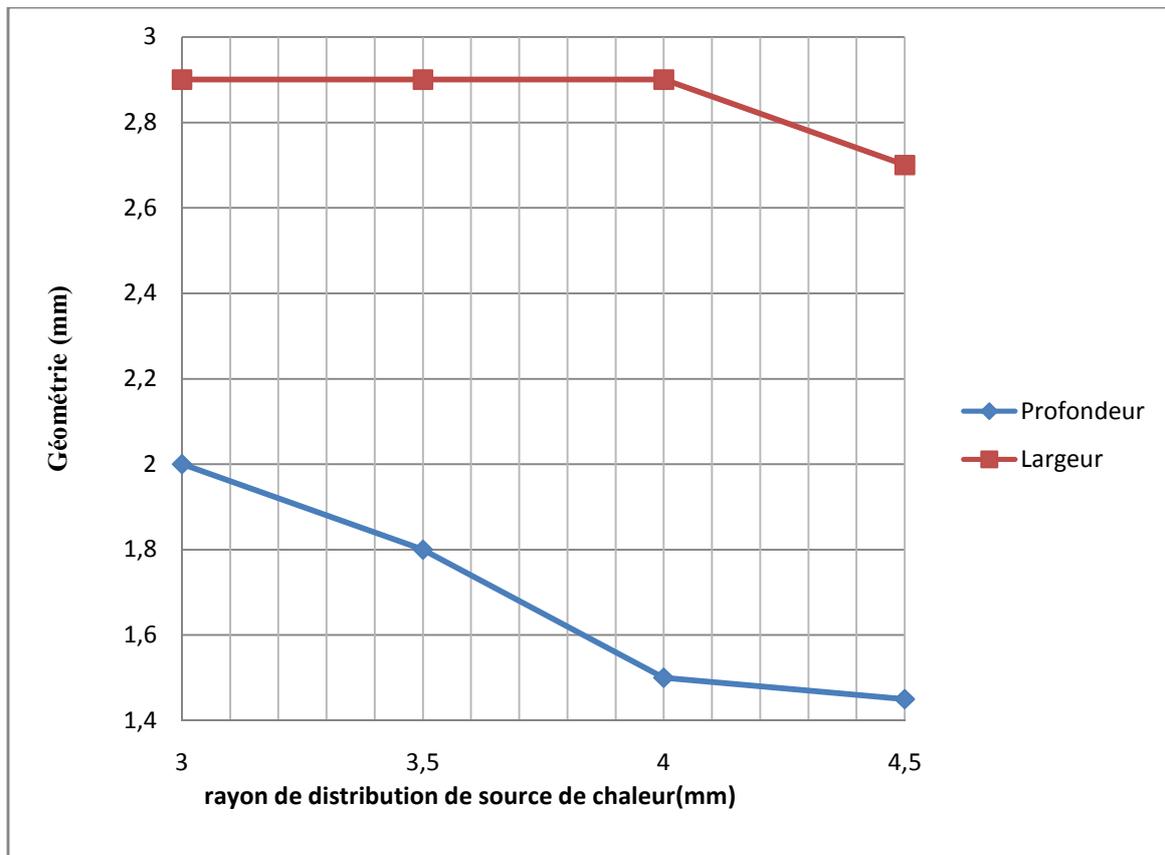


Figure 4-11a : Dimension du bain de fusion

D'une façon similaire on varie l'intensité de courant et on registre les dimensions de bain.

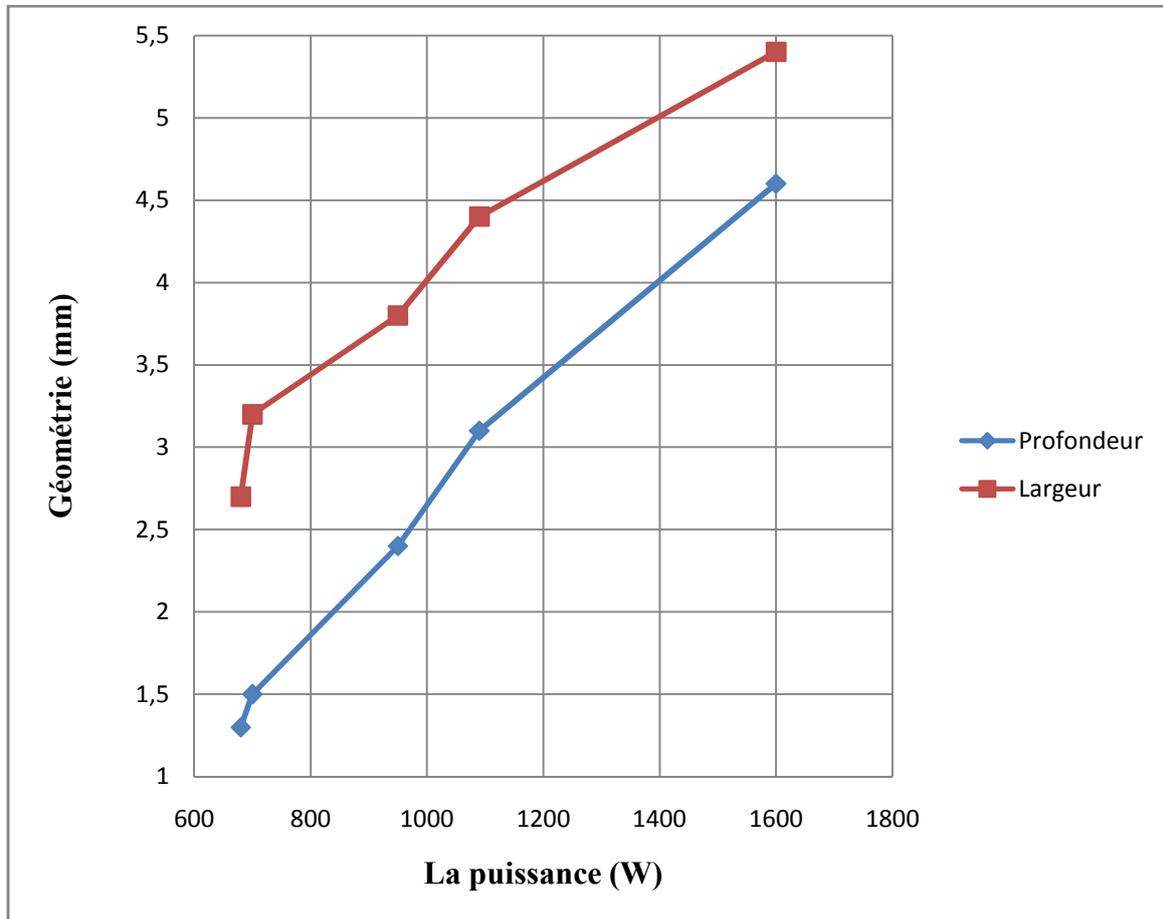


Figure 4-12b : Dimension du bain de fusion

Les figures montrent que La profondeur et la largeur diminuent en raison de l'énergie de surface est inférieure, d'autre part cette dimension sont augmentés lorsque l'intensité du courant augmente, et le contraire para port ou rayon de distribution. Elle signifie que la plupart de l'énergie électrique est transférée en énergie thermique par chauffage par effet Joule.

On constate que pour un jeu de paramètres de soudage donné, les morphologies des bains de fusion obtenus peuvent être différentes.

CONCLUSION GENERALE

Le but de ce travail était sur la modélisation et simulation numérique de comportement thermo-dynamique du bain de fusion lors du procédé de soudage TIG.

Pour connaître les dimensions du cordon on a simulé le mouvement du métal fondu c'est l'objectif principal de notre travail.

Dans ce travail, nous avons présenté un transfert de chaleur et l'écoulement du fluide dans la piscine de soudure, en outre, la convection de Marangoni, approximation de Boussinesq sont pris en compte, et de leur effet sur les flux de direction.

Un modèle numérique a été choisi pour décrire le comportement de la piscine de soudure qui est basé sur les équations différentielles classiques, les équations de Navier et Stokes, conservation de la masse, de l'énergie.

Les simulations effectuées ont montré que le moteur important dans le bain de fusion est la convection de Marangoni.

Les paramètres de soudage ont un rôle important à dominer les dimensions du cordon de soudage.

En perspectives, nous envisagerons de mettre au point une modélisation 3D thermo-dynamique du soudage TIG, avec des hypothèses plus proches de la réalité, afin de voir l'effet de la tension de surface (effet de *MARANGONI*) sur la morphologie du bain de fusion et puis tenir compte de la déformation de la surface libre de ce bain fondu.

Références Bibliographiques

- [1] C.R. Heiple and J.R.Roper, “Mechanisme for Minor Element Effect on GTA Fusion Zone Geometry,” WELDIG Resach Supplement, pp.97-102, April 1982.
- [2] C.R. Heiple, and J.R.Roper,R.T.stagner,and J.aden,”Surface Active Element Effects on the shape of GTA, Laser, and Electron Beam Welds,” pp.72-77, March 1983.
- [3] C.R. Heiple,P.brugardt,J.R.roper,and j.l. long, “the effect of trace elements on TIG weld penetration,” Proceedings of the international conference on effects of residual, trace and microalloying elements on weldability and weld properties, p, 36, 1984.
- [7] H. Granjon, Bases métallurgiques du soudage, Eyrolles, Ed. Publications de la soudure autogène, 1989.
- [8] G. I. de Soudure, Formation IWS Partie 1: Procédés et matériels de soudage Module 1-1 à 1-20, I. services, Ed. Institut de Soudure.
- [9] R. Cazes, “Soudage à l’arc,” Techniques de l’ingénieur, vol. B7730, pp. 1–28, 1995.
- [10] B. Le Bourgeois, Soudage à l’arc, Tome 1: Notions d’électricité à l’usage du soudage Généralités sur le soudage à l’arc, I. de Soudure, Ed. Institut de Soudure, 1997.
- [11] N. Kerrouault, “Fissuration à chaud en soudage d’un acier inoxydable austénitique,” Ph.D. dissertation, Ecole Centrale Paris, 2000.
- [12] H.-Y. Huang, “Effects of shielding gas composition and activating flux on gtaw weldments,” Materials & Design, vol. 30, no. 7, pp. 2404 – 2409, 2009. [Online]. Available: <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0261306908005268>
- [13] N. Perry, “Etude et développement des flux solides en vue d’une application en soudage atig appliqué au titane et ses alliages ainsi qu’aux aciers inoxydables.” Ph.D. dissertation, Ecole Centrale de Nantes, 2000.
- [14] M. Hamide, “Modélisation numérique du soudage à l’arc des aciers,” Ph.D. dissertation, Ecole Nationale Supérieure des Mines de Paris, 2008.
- [15] Poletz, François, and Hillewaert, “Multiphysics welding simulation model,” Int Journal Mater Form, 2008.
- [16] A. Traidia and F. Roger, “Numerical and experimental study of arc and weld pool behaviour for pulsed current gta welding,” International Journal of Heat and Mass Transfer, 2011.
- [17] A. Traidia, F. Roger, and E. Guyot, “Optimal parameters for pulsed gas tungsten arc welding in partially and fully penetrated weld pools,” International Journal of Thermal Sciences, vol. 49, pp. 1197–1208, 2010.
- [18] W. El-Ahmar, “Robustesse de la simulation numérique du soudage tig de structures 3d en acier 316l,” Ph.D. dissertation, Institut National des Sciences Appliquées de Lyon, 2007.

[19] Y. Xu, Z. Dong, Y. Wei, and C. Yang, "Marangoni convection and weld shape variation in a-tig welding process," *Theoretical and Applied Fracture Mechanics*, vol. 48, no. 2, pp. 178–186, Oct. 2007.

Bibliographie 138

[20] W. Dong, L. Shanping, L. Dianzhong, and L. Yiyi, "Gtaw liquid pool convections and the weld shape variations under helium gas shielding," *International Journal of Heat and Mass Transfer*, vol. 54, pp. 1420–1431, 2011.

[21] J.-M. Drezet and S. Mokadem, "Marangoni convection and fragmentation in laser treatment," *Materials Science Forum*, vol. 508, pp. 257–262, 2006.

[22] F. Lu, X. Tang, H. Yu, and S. Yao, "Numerical simulation on interaction between tig welding arc and weld pool," *Computational Materials Science*, vol. 35, no. 4, pp. 458 – 465, 2006. [Online].

[23] W. H. Kim and S. J. Na, "Heat and fluid flow in pulsed current gta weld pool," *International Journal of Heat and Mass Transfer*, vol. 41, no. 21, pp. 3213 – 3227, 1998.

[24] L. Depradeux, "Simulation numérique du soudage-acier 316l validation sur cas de complexité croissante," Ph.D. dissertation, Institut National des Sciences Appliquées de Lyon, 2004.

[25] H. K. Sung, D. F. Farson, S. K. Choi, and C. D. Yoo, "Mathematical modeling of the dynamic behavior of gas tungsten arc weld pools," *Metallurgical and Material Transactions B*, vol. 31, pp. 1465–1473, 2000.

[26] V. Nemchinsky, "the distribution of the electromagnetic force in a welding pool," *Journal of Physics, D: Applied Physics*, vol. 29, pp. 2659–2663, 1996.

[27] J. M. Bergheau, "Modélisation numérique des procédés de soudage," *Techniques de l'ingénieur*, vol. BM 7 758, pp. 1–15, 2000.

[28] R. Blondeau, *Métallurgie et mécanique du soudage*, Lavoisier, Ed. Hermes Science, 2001.

[29] J. G. Maeder, *Précis métallurgie, Elaboration, structures-propriétés, normalisation*, NATHAN, Ed. AFNOR, 2000.

[30] V. Voller, "Fast implicit finite-difference method for analysis of phase change problems," *Numerical Heat Transfer, Part B*, vol. 17, pp. 155–179, 1990.

[31] M. Lacroix and V. Voller, "Finite difference solutions of solidification phase change problems : transformed versus fixed grids," *Numerical Heat Transfer, Part B*, vol. 17, pp. 25–41, 1990.

[32] A. Lazaridis, "A numerical solution of the multidimensional solidification (or melting) problem," *International Journal of Heat and Mass Transfer*, vol. 13, pp. 1459–1477, 1970.

[33] L. Clavier, E. Arquis, J.-P. Caltagirone, and D. Gobin, "A fixed grid method for the numerical solution of phase change problems," *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, vol. 37, pp. 4246–4261, 1994.

[34] C. Swaminathan and V. Voller, "On the enthalpy method," *International journal of numerical Method Heat and fluid flow*, vol. 3, pp. 233–244, 1993.

- [35] A. Kermanpur, M. Shamanian, and V. E. Yeganeh, "Three-dimensional thermal simulation and experimental investigation of gtaw circumferentially butt-welded incoloy 800 pipes," *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 199, no. 1-3, pp. 295–303, 2008.
- [36] Y. S. Yegaie, A. Kermanpur, and M. Shamanian, "Numerical simulation and experimental investigation of temperature and residual stresses in gtaw with a heat sink process of monel 400 plates," *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 210, no. 13, pp. 1690–1701, 2010.
- [37] E. Lemmon, "Phase change techniques for finite element codes," *Proceedings of the conference on Numerical Methods in Thermal Problems*, Pineridge Press, pp. 149–158, 1979.
- [38] L. R. Morgan, K. and O. Zienkiewicz, "An improved algorithm for heat conduction problems with phase change," *International Journal of Numerical Methods for Engineering*, vol. 12, pp. 1191–1195, 1978.
- [39] Z. Barsoum and A. Lundbäck, "Simplified fe welding simulation of fillet welds - 3d effects on the formation residual stresses," *Engineering Failure Analysis*, vol.16, no. 7, pp. 2281 – 2289, 2009.
- [40] O. Mantaux, E. Lacoste, and M. Danis, "Conduction avec changement de phase dans un corps pur : résolution en température" *Revue Générale de Thermique*, vol. tome 34, N°402, pp. 339–347, 1995.
- [41] H.-y. Du, Y.-h. Wei, W.-x. Wang, W.-m. Lin, and D. Fan, "Numerical simulation of temperature and fluid in gtaw-arc under changing process conditions," *Journal of Materials Processing Technology*, vol. In Press, Corrected Proof, pp. –, 2008.
- [42] T. Matsumoto, T. Misono, H. Fujii, and K. Nogi, "Surface tension of molten stainless steels under plasma conditions," *Journal of Materials Science*, vol. 40, pp. 2197–2200, 2005.
- [43] H. Fan, H. Tsai, and S. Na, "Heat transfer and fluid flow in a partially or fully penetrated weld pool in gas tungsten arc welding," *International Journal of Heat and Mass Transfer*, vol. 44, pp. 417–428, 2001.
- [44] F. Roger and K. Dang Van, "Prediction of the weld shape in arc welding," *Revue Européenne Elements finis*, vol. 13, pp. 713–724, 2004.
- [45] S. Rabier and M. Médale, "Computation of free surface flows with a projection fem in a moving mesh framework," *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, vol. 192, pp. 4703–4721, 2003.
- [46] L. Zhongqin, Y. L., Y. W., and G. C., "Numerical analysis of a moving gas tungsten arc weld pool with an external longitudinal magnetic field applied," *International Journal of Advanced Manufacturing Technologies*, vol. 27, pp. 288–295, 2005.
- [47] L.-E. Lindgren, "Numerical modelling of welding," *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, vol. 195, no. 48-49, pp. 6710 – 6736, 2006, computational Metal Forming.
- [48] N. Sabapathy, P. M. Wahab, and M. Painter, "The prediction of burn trough during in-service welding of as pipelines," *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, vol. 77, pp. 669–677, 2000.
- [49] F. Gabriel, I. Tkatschenko, and O. Blanchot, "Comparaison thermique de quatre modèles de source de chaleur pour la simulation du soudage tig," *Soudage et techniques connexes*, vol. 05, pp.15–20, 2002.

[50] Sire, S., Etude de la formation du bain de fusion en soudage TIG en présence d'un dépôt de silice – application au soudage ATIG des aciers au carbone et FBTIG des alliages d'aluminium, Thèse de Doctotat, Ecole Centrale de Nantes, 2002,162p.

[51] WH. Kim and SJ. Na. Heat anduidow in pulsed current GTA weld pool. International Journal of Heat and Mass Transfer, 41:3213{3227, 1998.

[52] M. Carin and E. Favre. Numerical simulation of uidow during arc welding. In COMSOL Multiphysics User's Conference. Paris 2005, 2005.