



RÉPUBLIQUE ALGÉRIENNE DÉMOCRATIQUE
ET POPULAIRE



*Ministère de l'Enseignement supérieur
et de la Recherche Scientifique*

UNIVERSITE SAAD DAHLAB BLIDA1.
Faculté de Technologie.

Département de Génie Mécanique.

Mémoire de Fin d'Études.

En vue de l'obtention du diplôme Master 2.

En Génie Mécanique et Matériaux.

Thème

***Étude du Comportement thermique 2D/3D des plaques
métalliques (l'acier 304L et l'alliage d'aluminium 2024)
soudées par le procédé TIG.***

Proposé et dirigé par :

Dr. Aissani. M.

Pr. ALLALI. A.

Réalisés par les étudiants:

Bouache Chems Eddine.

Youcefi Mohamed Amine.

BLIDA 2015/2016

RESUME

Le soudage des aciers inoxydables et des alliages d'aluminium représente un intérêt particulier dans le cadre de son application dans diverses industries automobiles aéronautiques et autres. L'objectif de cette étude est de contribuer à la compréhension du comportement thermique des tôles de différents métaux soudées avec le procédé TIG, en déterminant ainsi le champ thermique et les zones fragiles du cordon de soudure.

Ce problème a été modélisé par l'équation de la chaleur dans son cas transitoire ; la méthode des éléments finis est utilisée pour discrétiser et résoudre les équations du modèle mathématique. Les résultats sont obtenus en utilisant le code COMSOL[®]. Ces résultats ont permis de déterminer l'influence de l'énergie thermique sur le champ de température et de déterminer les zones à risques dans les plaques soudées. Ces résultats ont montré un bon accord avec la bibliographie.

Mots clés : soudage, acier inoxydables, alliages d'aluminium, champ thermique, procédé TIG, COMSOL, zones à risque.

ABSTRACT

Welding process of stainless steels and aluminum alloys has a particular interest for their applications in aeronautic field, automotive and other industries.

The aim of this study is to contribute to the understanding the thermal behavior of the welded sheets by TIG process. The sheets are formed by metals indicated previously. So, we can determine the thermal field and fragile areas of the weld bead. The thermal problem was modeled by unsteady heat equation; the finite elements method is used to discretize and to solve the equations of mathematical model. The results are obtained by using the COMSOL[®] software. These results were allowed us to determine the influence of thermal energy on the temperature field and to identify risk areas in welded plates. These results showed a good agreement with the literature.

Keywords: welding, stainless steel, aluminum alloys, thermal field, TIG, COMSOL, risk zones.

REMERCIEMENTS

Louange à **Allah** qui nous a donné la force, le courage, et l'espoir nécessaires pour accomplir ce travail et surmonter l'ensemble des difficultés.

On tient vivement à exprimer notre gratitude, nos remerciements à **nos parents** respectifs qui ont fait de leur mieux pour nous avoir éduquer et aider à arriver jusque là.

Nous tenons particulièrement à remercier nos directeurs de mémoire, le Pr **ALLALI Abdelhamid**, Professeur à l'Université Saad Dahleb de Blida et le Dr **AISSANI Mouloud**

Maitre de recherche de classe « B » au sein du centre de recherche en technologie industrielle CRTI de Cheraga.

Nous tenons à remercier aussi **nos enseignants** qui ont contribué à notre parcours universitaire nous ont aidé et encouragé tout au long de ce travail,

et nos collègues qu'on a partagé de bon moment avec eux.

SOMMAIRE

Résumé	
Remerciements	
Sommaire	
Liste des figures et tableaux	
INTRODUCTION GENERALE	1
CHAPITRE I. RECHERCHE BIBLIOGRAPHIQUE	2
I.1 introduction	2
I.2 généralité	2
I.3 Description du procédé de soudage	3
I.3.1 Définition	
I.3.2 Caractéristiques de la soudure	
I.4 Présentation du procédé de soudage à l'arc TIG	4
I.4.1 Classement énergétique	
I.4.2 Le principe du soudage TIG	4
I.4.3 Equipement	4
I.4.4 Application	5
I.4.5 Formation du bain de fusion	6
I.4.6 Solidification des soudures	7
I.4.7 Conclusion sur les transferts thermiques lors du soudage TIG	7
	8
I.5 Etat de l'art du procédé TIG	9
I.6 Domaines d'application du procédé	15
I.7 Acier inoxydable 304L	16
I.7.1 Bref historique des aciers inoxydables.	16
I.7.2 Introduction	16
I.7.3 Principales Familles	16
I.7.4 Fabrication des aciers inoxydables	17
I.7.5 Soudabilité des aciers inoxydables	18
	18
I.10 Introduction à l'aluminium et ses alliages	18
I.8.1 Historique	18
I.8.2 Désignation des alliages d'aluminium	19
I.8.3 Les alliages à durcissement structural	20
	20

I.8.4 Série 2000 (Al-Cu et Al-Cu-Mg)	20
I.8.5 L'alliage 2024	20
I.10.6. Soudabilité de l'alliage d'aluminium	21
CHAPITRE II. MODÉLISATION MATHÉMATIQUE DU SOUDAGE A L'ARC TIG.	22
INTRODUCTION	23
<u>PARTIE A : DÉVELOPPEMENT MATHÉMATIQUE</u>	23
II.A.1 INTRODUCTION	23
II.A.2 HYPOTHÈSES PRINCIPALES	23
II.A.3 ÉQUATION RÉGISSANT LA CHALEUR	24
II.A.4 CONDITIONS AUX LIMITES ET INITIALE	24
II.A.5 DIFFÉRENTS MODÈLES DE SOURCE DE CHALEUR EN 2D	25
II.A.6 MODÉLISATION DU TERME SOURCE	25
II.A.6.1 Développement et linéarisation	25
<u>PARTIE B : DISCRETISATION NUMERIQUE PAR LA METHODE DES ELEMENTS FINIS MEF (EN 2D/3D) ET EXPLICATION DE COMSOL®</u>	28
II.B.1 BREF HISTORIQUE DE LA METHODE DES ELEMENTS FINIS	28
II.B.2 DEMARCHES DE LA METHODE DES ELEMENTS FINIS	29
II.B.3 METHODE DES ELEMENT FINIS (MEF)	30
II.B.3.1 Formulation variationnelle	30
II.B.3.2 Formulation en éléments finis	32
<u>PARTIE C : PRESENTATION DU CODE COMSOL ® ET NOS PRINCIPALES ETAPES</u>	
II.C.1 Introduction	33
II.C.2 L'interface graphique (le navigateur de modèle)	33
II.C.3 Modélisation à l'aide du <i>Graphical User Interface</i>	34
II.C.4 Création du maillage	37
II.C.5 Résolution du problème	38
II.C.6 Visualiser les résultats	38
II.C.7 Nos brèves étapes de programmation sous COMSOL®	39
II.C.8 CONCLUSION	39
CHAPITRE III. RESULTATS ET DISSCUTION	40
III.1 INTRODUCTION	41
III.2 RESULTATS OBTENUS POUR L'ACIER INOXYDABLE	41
III.2.1. Calcul bidimensionnel (2D)	41
III.2.2. Calcul Tridimensionnel (3D)	46
III.3 RESULTATS OBTENUS POUR L'ALLIAGE D'ALUMINIUM 2024	49
III.3.1. Calcul bidimensionnel (2D)	49
	53

III.3.2. Calcul Tridimensionnel (3D)

III.4 CONCLUSION.

56

CONCLUSION GENERALE

57

LISTES DES FIGURES, GRAPHIQUES ET TABLEAUX

CHAPITRE I

Figure I.1: Schéma simplifié du gain de masse Rivet et Soudure.

Figure I.2 : Exemples de procédés en fabrication mécanique

Figure I.3: Zones principales d'un cordon de soudure par fusion.

Figure I.4: Classification des procédés de soudage selon les différentes sources d'énergie.

Figure I.5: Sources thermiques et densité d'énergie

Figure I.6: Principe du soudage TIG [Jeff 1997].

Figure I.7 : Transfert d'énergie en procédé TIG

Figure I.8 : Phénomènes dus au soudage et leurs interactions.(Adapté de Goldak2005, Kerrouault2001 et Robert 2007)

Figure I.9 : Modèle 2D circulaire.

Figure I.10 : Modèle bi-elliptique de source de chaleur Gaussienne 2D [Aissani 2005b].

Figure I.11 : la formation d'une couche de surface auto-régénératrice sur l'acier inoxydable.

CHAPITRE II

Figure II.1 : a / zone de changement de structure dans un cordon b/domaine Ω et frontières Γ_a
Et Γ_b

Figure II.2 : modèles de bain de fusion circulaire

Figure II.3a et b: Discrétisation d'un domaine irrégulier en éléments finis typiques .

Figure II.4: Fenêtre principale de Comsolmultiphysics4.3a et la fenêtre *Select Space Dimension*.

Figure II.5a,b: Fenêtre « Add Physics » et « Select Study » de Comsol Multiphysics.

Figure II.6 Graphical User Interface de Comsol Multiphysics.

Figure II.7: fenêtre de la bibliothèque des coefficients /matériaux.

Figure II.8 : exemple de maillage dans une géométrie 3D.

Figure II.9 : paramètres et le temps de l'étude en cours.

Figure II.10 : Exemple de fenêtre de sectionnement pour visualiser des résultats.

CHAPITRE III

Figure III.1 : Représentation du maillage de calcul.

Figure III.2a, b, c, d : Champs thermiques et lignes isothermes: a/ $t = 10s$, b/ $t = 17s$, c/ $t = 28s$ et d/ $t = 40s$.

Figure III.3 : Cycles thermiques des thermocouples implantés le long du cordon de soudure.

Figure III.4 : Cycles thermiques des thermocouples implantés parallèlement aux abscisses en partant du cordon de soudure.

Figure III.5 : Maillage du calcul 3D.

Figure III.6 a,b,c,d et e : Champs thermiques et lignes isothermes à différents instants ; a/ $t = 10s$, b/ $t = 17s$, c/ $t = 28s$, d/ $t = 32s$, et e/ $t = 41s$.

Figure III.7 : Zoom sur la forme de la zone fondue ZF.

Figure III.8 a, b : a/ Cycles thermiques des thermocouples A1, A2 et A3 ; b/ comparaison avec le calcul 2D des points B1 et B2.

Figure III.9 : Maillage de calcul pour l'alliage d'aluminium 2024.

Figure III.10a, b : Champs thermiques et lignes isothermes a/ $t = 40s$ et b/ $t = 77s$.

Figure III.11 : Cycles thermiques des thermocouples implantés le long de la ligne de soudage.

Figure III.12 : Cycles thermiques des thermocouples implantés parallèlement aux abscisses en partant du cordon de soudure.

Figure III.13 : Maillage du calcul 3D.

Figure III.14 a,b,c : Champs thermiques et lignes isothermes à différents instants ; a/ $t = 10s$, b/ $t = 19.5s$, c/ $t = 33s$.

Figure III.15 : Zoom sur les zones à risque ZF et ZAT.

Figure III.16 : Cycles thermiques des thermocouples implantés le long de la ligne de soudage

Figure III.17 : Comparaison avec le calcul 2D des thermocouples B1 et B2.

LISTE DES TABLEAUX

Tableau I.1 : Exemples de source surfacique.

Tableau I.2 : Désignation des alliages d'aluminium

Tableau I.3: Composition chimique de l'alliage 2024(%massique).

INTRODUCTION GENERALE

Le soudage des aciers inoxydables et des alliages d'aluminium représente un intérêt remarquable lors de son application dans diverses industries comme automobiles aéronautiques et autres. Notre travail est porté sur l'étude de l'effet du soudage TIG sur des matériaux utilisés en mécanique et en aéronautique tel que l'acier inoxydable 304L et l'alliage d'aluminium série 2024. L'utilisation du procédé de soudage moderne comme le TIG (Tungstène Inerte Gaz) nous permet un gain de masse important par rapport à l'utilisation des rivets, et par là, un gain économique pour les compagnies aériennes et automobiles....etc.

L'objectif de notre travail est donc d'étudier le comportement thermique de l'assemblage de ces métaux par le procédé TIG en déterminant ainsi le champ thermique et les zones fragiles du cordon de soudure ; Aussi de voir l'effet des paramètres de soudage et des propriétés physiques d'un matériau sur les évolutions du champ de température, des cycles thermiques et des étendus des zones à risques (ZF et ZAT).. On utilise pour cela, après la modélisation mathématique, la méthode des éléments finis afin de discrétiser et résoudre l'équation de la chaleur du problème du soudage.

Notre travail est subdivisé en trois chapitres. Le premier chapitre est consacré à l'étude bibliographique sur le soudage TIG et son état de l'art avec un bref rappel sur les matériaux cités précédemment.

Le deuxième chapitre comprend deux parties la première concerne la représentation de l'équation de chaleur avec une modélisation mathématique de la source thermique de soudage, tandis que la deuxième partie concerne la description de la méthode des éléments finis (MEF) suivie d'une explication du mode de résolution avec le code commerciale COMSOL®.

Dans le troisième et dernier chapitre, l'ensemble des résultats de simulation thermique 2D et 3D appliquées sur l'acier inoxydable 304L et l'alliage d'aluminium série 2024 sont montrés et interprétés. Ces résultats sont obtenus à l'aide de notre programme sur le logiciel COMSOL Multiphysics.

Finalement, ce travail termine par une conclusion générale et quelques perspectives.

CHAPITRE I

RECHERCHE BIBLIOGRAPHIQUE

I.1 INTRODUCTION

On présente dans ce chapitre l'étude bibliographique en commençant par des généralités sur le soudage TIG et son état de l'art puis un bref rappel sur les matériaux tel que l'acier inoxydable 304L et l'alliage d'aluminium utilisés en mécanique et en aéronautique.

I.2. GENERALITES

En fabrication mécanique et dans le domaine des assemblages, les fixations doivent remplir des fonctions principales comme transmettre des sollicitations mécaniques, assurer l'étanchéité et rendre la maintenance aussi aisée que possible.

Le rivetage et le boulonnage représentent les principaux systèmes d'assemblages, ces derniers permettent la fixation des pièces lors de leur utilisation, ces procédés présentent des discontinuités physiques ou chimiques, et alors le procédé de soudage devient une technique d'assemblage concurrente [Mendez 2001]. Ce changement de procédé constitue un enjeu financier important car en entraînant la réduction considérable de masse (figure I.1), donc de consommation de carburant, ce qui va diminuer le coût d'exploitation ; Actuellement, ce procédé de soudage occupe une place prépondérante dans la construction des avions, fusées [Mendez 2001].

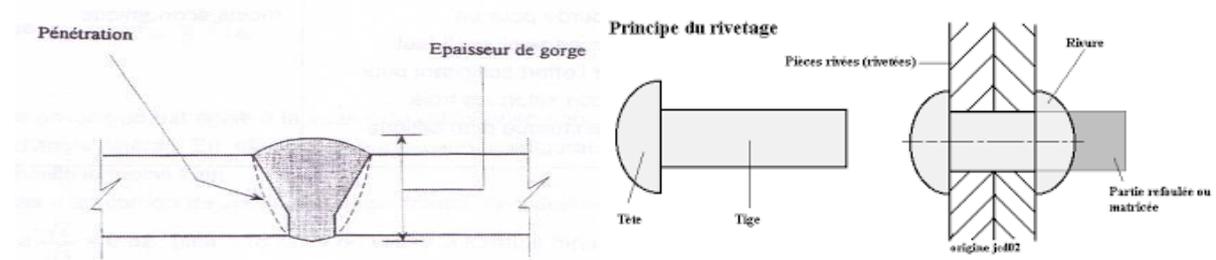
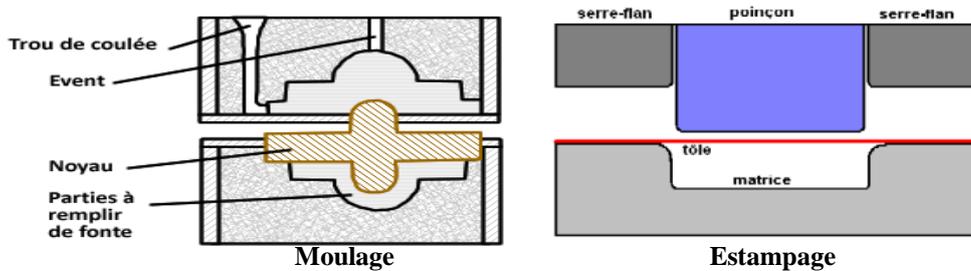


Figure (I.1): Schéma simplifié du gain de masse Rivet et Soudure [].

Rappelant que les pièces mécaniques (appareils, machines,...) sont réalisées par différents procédés : moulage, assemblage, formage (laminage, forgeage, estampage, ...) (figure I.2), ou usinage (coupe des métaux). L'usinage ou découpage des métaux se sont des opérations de mise en forme d'une pièce par enlèvement de matière. Il consiste aussi à utiliser certains procédés qui ont à chacun un champ d'application bien déterminé [Fanchon 2008].



Figure(I.2) : Exemples de procédés en fabrication mécanique.

I.3. DESCRIPTION DU PROCEDE DE SOUDAGE

I.3.1. Définition

Le soudage est une opération qui assemble deux éléments métalliques, par fusion et re-solidification. Il permet d'assurer la continuité mécanique entre les parties à assembler avec ou sans l'aide d'un produit d'apport réalisant un meilleur lien entre les pièces. Dans le cas de l'utilisation d'un métal d'apport, ce composé doit avoir des propriétés au moins égales à celle des matériaux à assembler et une température de fusion du même ordre de grandeur que ces matériaux.

Le soudage est également une opération de métallurgie locale consistant à exécuter un cordon fondu liant les bords de deux pièces; On le nomme homogène quand ces deux pièces, ainsi que l'état du métal d'apport du joint, ont une composition chimique identique ou voisine, et hétérogène dans les autres cas. Il constitue un moyen privilégié d'assemblage pour toute construction faisant intervenir des matériaux métalliques. Son but est d'assurer la continuité de la matière à assembler. Dans le cas des métaux, cette continuité est réalisée à l'échelle de l'édifice atomique.

Les assemblages soudés se distinguent des assemblages boulonnés, rivetés, agrafés...etc. par la continuité qu'ils assurent et l'absence de possibilité de jeu [Dhooge 2004]. Ils sont probablement les plus utilisés, autant en grande série (carrosserie...), qu'en pièce unitaire (cuve de centrale), et nécessitent un apport de chaleur.

I.3.2. Caractéristiques de la soudure

Le soudage permet d'assembler de façon permanente deux ou plusieurs éléments, tout en assurant entre eux la continuité de la matière. On distingue le soudage autogène et le brasage ou soudo-brasage.

- **Soudage autogène:** les pièces à assembler, de même nature ou de composition voisine, participent à la constitution du joint ou de cordon de soudure. L'assemblage est dit homogène.
- **Brasage et soudo-brasage:** l'assemblage est hétérogène ; La formation du joint ou cordon est assurée par la seule intervention du métal d'apport qui agit comme une colle. La température de fusion du métal d'apport est inférieure à celle des matériaux à souder qui peuvent être de nature différente. Après la préparation des éléments à assembler et l'utilisation du soudage, on obtient après solidification, un joint homogène de même composition que le

métal de base (soudage autogène) ou un joint hétérogène dans le cas des métaux différents (brasage ou soudo-brasage)[Barralis 2004]

Le procédé de soudage par fusion permet de décrire la structure typique d'un alliage qui est composée de quatre (04) zones principales [Savage 1976]:

- Le métal de base,
- La zone affectée thermiquement,
- La zone de liaison,
- La zone fondue.

Le Métal de Base MB ne subit ni déformation, ni modification structurale, ni échauffement important grâce à son éloignement de la zone soudée ; Il conserve ses propriétés et sa microstructure d'origine. Bien qu'au sens métallurgique, il est inchangé. Les zones du joint de soudure, sont des lieux de concentration des contraintes résiduelles transversales et longitudinales dépendant du degré du retrait imposé par la chaleur.

La zone affectée thermiquement (ZAT) est la zone où la température est comprise entre le solidus et une température plus basse mais qui reste suffisamment élevée pour permettre des réactions ou des transformations à l'état solide, et pour modifier la structure du métal de base. Sa texture granulaire est identique à celle du métal de base. Cependant la population de dislocations et l'état de précipitation peuvent changer. [Frigaard 2001].

La zone fondue (ZF) est la région chauffée au-dessus de la température du liquidus. La structure du métal de base initiale est changée par les processus de fusion et de solidification. La composition peut également varier par évaporation de certains éléments de l'alliage.

Un mélange complet des éléments est obtenu par les mouvements de convection forcée. [Blondeau 2001a]. La zone étroite à l'extrémité du bain de fusion représente la zone " non mélangée ": dans cette zone les forces de convection étant inférieures aux forces de friction des fluides, la composition chimique reste identique à celle du métal de base. Même si cette zone est présente dans toutes les soudures, elle n'est facilement visible que dans les soudures utilisant un métal d'apport de composition chimique différente du métal de base. Le bain de fusion est délimité par l'interface de soudure qui concerne la surface formant clairement la frontière entre le métal de base non fusionné et le métal de la soudure solidifiée.

Directement adjacente à l'interface de soudure, se trouve une zone de liaison. Ces zones sont représentées dans la figure (I.3).

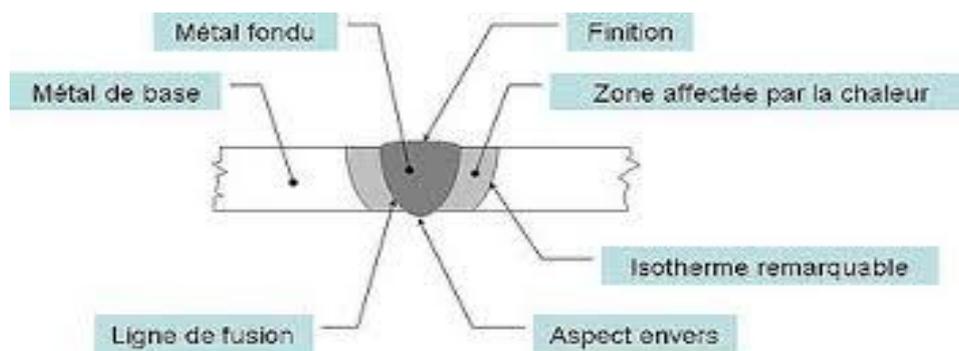


Figure (I.3): Zones principales d'un cordon de soudure par fusion.

Comme citées précédemment, des modifications de la structure métallurgique et des propriétés locales apparaissent lors du procédé de soudage. La forme et la constitution de la zone de fusion dépendent de plusieurs paramètres qui peuvent influencer sa morphologie. On cite les caractéristiques de l'arc, la nature du matériau à souder et les mouvements du bain de fusion. Une mauvaise application de ces paramètres peut entraîner des défauts tels que des fissures (à chaud, à froid ou au réchauffage).

I.4. PRESENTATION DU PROCEDE DE SOUDAGE A L'ARC TIG

I.4.1. Classement énergétique

Il existe de nombreux procédés de soudage dont les principes et la mise en œuvre sont très différents. Pour les uns l'assemblage est obtenu par fusion locale des éléments à assembler, pour d'autres, la continuité métallique est obtenue sans fusion par effets purement mécaniques.

On peut aisément classer ces procédés en fonction des énergies mises en œuvre comme présenté sur la Figure (I.4)[Blondeau 2001b].

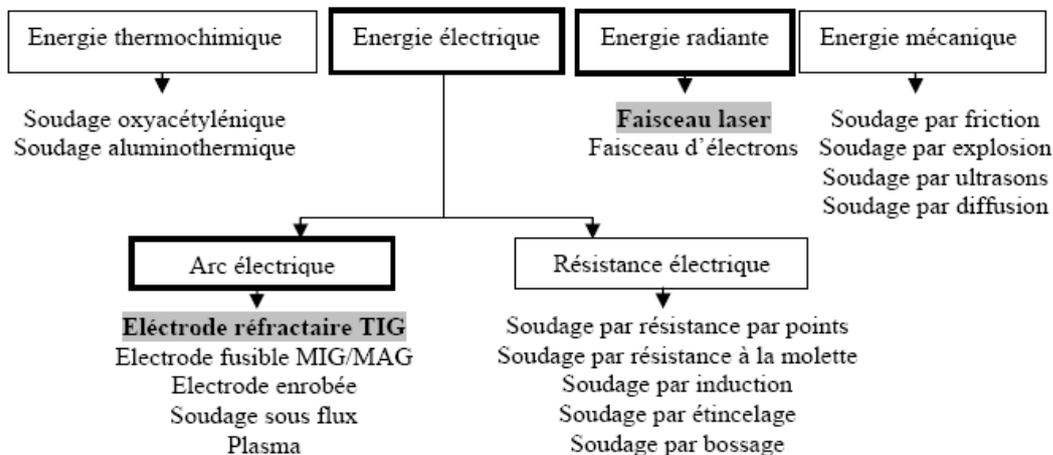


Figure (I.4): Classification des procédés de soudage selon les différentes sources d'énergie.

La conséquence directe de cette classification est la comparaison des énergies des différentes sources. Notons qu'il est préférable d'utiliser la notion d'énergie spécifique (énergie par unité de surface) pour comparer les différents procédés entre eux (Figure I.5).

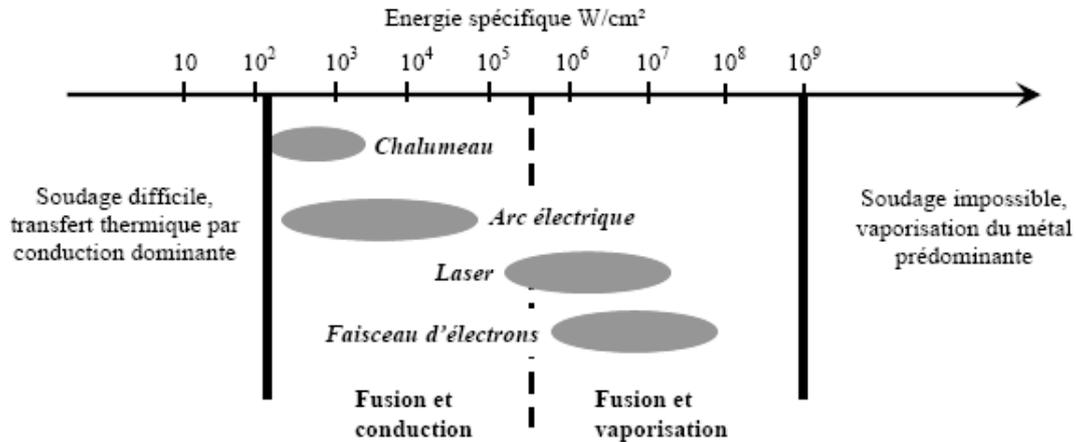


Figure (I.5): Sources thermiques et densité d'énergie

Il ressort alors que les procédés à l'arc électrique ont des densités d'énergie moyennes et que leur rendement va varier suivant que l'on ait ou non transfert de métal.

Les procédés de soudage par fusion les plus répandus pour l'assemblage des alliages d'aluminium sont le soudage à l'arc avec électrode de tungstène (procédé TIG), le soudage MIG, le soudage par faisceau d'électrons pour de fortes épaisseurs, et le soudage laser pour les faibles épaisseurs et les microsoudures [Albert 1992]. Nous porterons un intérêt particulier au procédé TIG

I.4.2. Principe du soudage TIG

Le soudage TIG (Tungsten Inert Gas), 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.

Le soudage TIG n'apporte que des calories à la pièce à souder, et s'effectue sans métal d'apport, contrairement à d'autres procédés à l'arc (électrode enrobée, MIG, MAG...). Néanmoins, un supplément de matière peut être apporté, sous forme de fil ou baguette. Le métal d'apport peut être de même constitution que le métal de base (soudage homogène), ou de constitution différente (soudage hétérogène) [Chehaibou 2004].

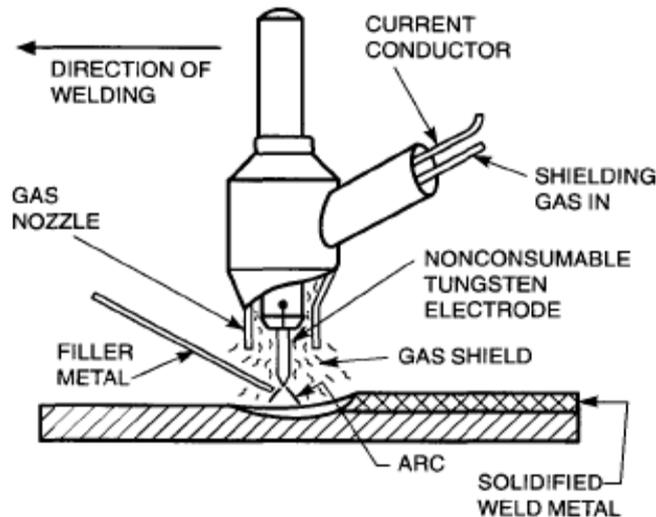


Figure (I.6): Principe du soudage TIG [Jeff 1997].

I.4.3. Equipement

Le matériel nécessaire pour réaliser des soudures TIG est relativement simple, et peut être décomposé suivant trois fonctions :

- Générateur de courant : la source électrique délivre un courant continu lisse, continu pulsé ou alternatif. La plage d'intensités s'étend de quelques ampères à plus de 400A pour les postes automatisés. La tension de soudage varie de 8 à 30V. Toute l'électronique de commande du cycle de soudage (temporisation avant et après soudage, amorçage haute fréquence, dispositif de stabilisation d'arc, rampe de montée ou d'évanouissement d'arc, fréquence et intensité des pulsations) est intégrée dans la source et le cycle est programmé via un pupitre de commande.
- Création de l'arc électrique : réalisé en bout de la torche de soudage. Cette dernière est composée d'une électrode de tungstène, d'une buse céramique canalisant le flux de gaz neutre et d'une gâchette utilisable en soudage manuel pour commander l'arc.
- Protection de l'électrode : le système de protection gazeuse est incorporé à la torche pour protéger l'arc et le bain. Bien souvent, l'utilisation d'un traînard de protection, endroit ou envers, vient garantir l'intégrité métallurgique du matériau au cours de son refroidissement (notamment dans le cas de matériaux très sensibles à la pollution gazeuse comme le titane ou ses alliages).

I.4.4. Application

Le soudage TIG assure l'intégrité de la zone fondue de part sa protection gazeuse. L'absence de transfert de métal dans l'arc assure un comportement d'arc et de bain très stable qui garantit des qualités de cordons optimales, lisses en endroit et en envers, exemptes de défauts tels que les caniveaux, les morsures ou les projections de métal.

Il est donc très souvent utilisé pour des matériaux dont le risque de pollution atmosphérique est important comme les alliages de titane, de nickel, le zirconium, l'aluminium et les aciers

inoxydables, ou bien pour des applications qui requièrent une grande qualité de joint comme dans les industries agroalimentaires, pétrochimiques, nucléaires, aéronautiques et aérospatiales.

Cependant, les soudures TIG souffrent d'une faible pénétration de bain accessible en une seule passe. En effet, l'arc diffus, l'absence de transfert de métal entre l'électrode et la pièce, le comportement mouillant du métal fondu, conduisent à la formation de bains de fusion qui sont larges et peu pénétrés. En conséquence, les assemblages d'épaisseurs supérieures à 3 mm nécessitent, pour tous les matériaux métalliques, des usinages des bords à souder (chanfreins) ainsi que la réalisation avec métal d'apport de passes successives pour venir combler le joint. Outre les risques cumulés de défauts, le faible taux de dépôt du soudage TIG ne peut rendre ce procédé compétitif par rapport à d'autres procédés à l'arc comme le MIG (Metal Inert Gas, fil électrode fusible).

I.4.5. Formation du bain de fusion

De l'énergie émise par l'arc, une seule partie participe effectivement à la fusion du métal. Le reste est perdu par rayonnement et convection. La fraction de l'énergie ainsi perdue est très dépendante des conditions de soudage (I , U , v), de la hauteur d'arc, du débit du gaz et de la forme du chanfrein et de nature du matériau à souder. Il faut noter que, le TIG est connu pour son faible rendement de l'arc [Sire 2002, Lancaster 1993].

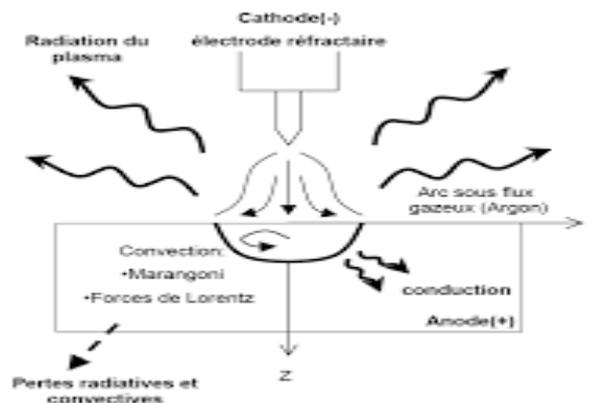


Figure (I.7) : Transfert d'énergie en procédé TIG

I.4.6. Solidification des soudures

Bien que la plupart des théories sur les mécanismes de solidification développées pour les structures de fonderie aient été appliquées avec succès pour les structures de solidification au soudage, la formation des premiers cristaux solides se fait de manière très différente. Alors qu'en fonderie la solidification s'effectue par un procédé de germination hétérogène et croissance, la solidification des soudures s'effectue par croissance épitaxiale à partir des grains non fusionnés de la zone affectée thermiquement adjacente (zone de fusion partielle) [Grong 1997].

La croissance des grains progresse parallèlement à la direction du gradient maximal de température produit par le mouvement de la source de chaleur, perpendiculairement au front de solidification. De plus, la distribution thermique dans le métal fondu dépend de la forme du

bain de fusion. Notons que la croissance des grains se fait de manière compétitive dans des directions cristallographiques privilégiées et que les grains favorablement orientés tendent à croître plus vite que leurs voisins qui seraient défavorablement orientés. Cette croissance épitaxiale et compétitive va donc être perturbée par les variations du gradient thermique et donc par la forme du bain de fusion [Aronson 1966].

I.4.7. Conclusion sur les transferts thermiques lors du soudage TIG

Le chauffage de la pièce à souder, et la création d'un bain de fusion, résultent de phénomènes thermophysiques 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.

I.5. ETAT DE L'ART DE LA MODELISATION DU PROCEDE TIG

a) Conséquences et interaction des différents phénomènes

Le soudage à l'arc TIG, comme tout procédé de soudage impliquant la fusion des bords à assembler, est assorti d'un grand nombre de modifications et de conséquences en raison de forts gradients de température qu'impose toute source de chaleur mobile ou concentrée. Ces conséquences ou ces évolutions, qui sont d'ordre thermique, métallurgique et mécanique (des solides et des fluides) déterminent les caractéristiques finales du cordon de soudure et sa qualité. Généralement, les interactions entre ces différents phénomènes peuvent être classées en six catégories. La figure (I.8) schématise ces interactions et les conséquences qui sont plus ou moins importantes entre ces trois évolutions physiques et dont l'explication est résumée comme suit:

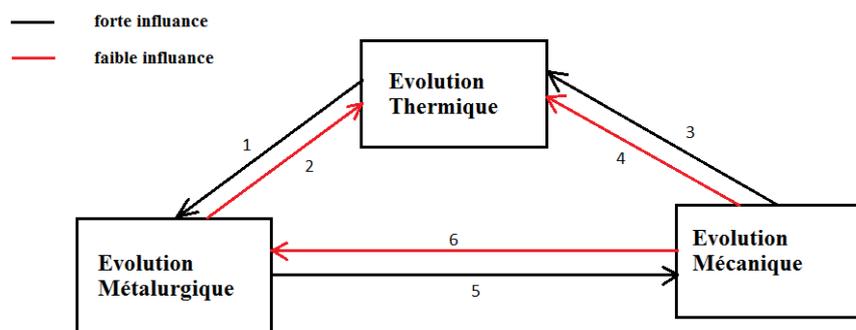


Figure (I.8) : Phénomènes dus au soudage et leurs interactions [Aissani 2013].

- (1) Le champ de température provoque des changements de phase et des modifications microstructurales;
- (2) L'absorption et le dégagement de la chaleur latente fait varier le champ de température ;
- (3) Le champ de température provoque des déformations thermiques et affecte les propriétés mécaniques qui sont fonction de la température ;
- (4) Les déformations mécaniques, qui s'accompagnent d'un dégagement de chaleur (dissipation intrinsèque), font varier les conditions thermiques aux frontières (mais très faible effet) ;
- (5) Les propriétés élastiques et plastiques du matériau varient avec la modification de la composition métallurgique. Aux déformations thermiques s'ajoutent donc les déformations de *plasticité de transformation* [Robert 2007, Hamid 2008, Aissani 2013] ;
- (6) L'effet mécanique sur l'état métallurgique est faible et il est représenté par le fait que les états de contraintes, dans le matériau, font varier les cinétiques des modifications microstructurales et les températures auxquelles ces modifications interviennent.

Cette énumération reflète la complexité de la modélisation du soudage tout en montrant que certains couplages peuvent être négligés dans une première approche vue leur impact mineur sur les résultats ciblés. Ainsi pour la présente étude de soudage par procédé TIG, on se limite à l'évolution thermique où les effets pris en compte sont :

- L'absorption et le dégagement de la chaleur latente grâce à la modification de la courbe de chaleur spécifique (capacité calorifique);
- L'influence de l'évolution thermique sur la variation des propriétés mécaniques en fonction de la température.

b) Chronologie d'analyse de l'aspect thermique du soudage :

Les modifications thermiques et structurelles induites par le soudage sont la cause de l'apparition de "zones à risques" à savoir la zone affectée thermiquement (ZAT) et la zone fondue (ZF). Après soudage, ces modifications peuvent mener à des ruptures catastrophiques en service [Blondeau 2001, Witek 2006]. Ces ruptures ont lieu brusquement par fragilisation, par fatigue [Lefebvre 2005] ou par corrosion sous contraintes. L'histoire thermique des éléments soudés a donc une influence très importante sur les contraintes résiduelles, les distorsions, le comportement à la fatigue de ces éléments et les problèmes rencontrés dans la pratique (corrosion, fissuration, ...) [Aissani 2014].

Dans un premier temps les différentes approches proposées rentrent dans un cadre d'analyse tenant compte du comportement physique des soudures. Il consiste à calculer le champ de température transitoire dans l'espace de la pièce et à chaque instant. La modélisation de la source de chaleur a été faite sous plusieurs formes avec plusieurs fonctions de distribution pour simuler l'effet du flux d'énergie de soudage. Au début, l'approximation des solutions a été faite par les solutions analytiques classiques du champ de température transitoire telles que les solutions de Rosenthal [Rosenthal 1941] concernant les tôles semi-infinies sujettes à des sources de chaleur ponctuelles ou linéaires.

Ces solutions peuvent être utilisées pour prédire le champ de température à une distance loin de la source de chaleur mais ne peuvent prédire la température aux environs de la source de chaleur, puisque la singularité située à l'origine de la source a comme conséquence des niveaux de température infinis, tandis qu'on trouve une certaine exactitude en utilisant les modèles récents de source de chaleur dans les régions où la température n'excède pas 20% du point de fusion du matériau [Goldak 1984; 1985].

Pavelic et al [Pavelic 1969] ont d'abord suggéré que la source de chaleur devrait être distribuée et ils ont proposé une distribution gaussienne du flux par un modèle de disque circulaire. Les paramètres géométriques de la distribution du flux de chaleur sont estimés à partir des résultats des expériences de soudure ; d'autres auteurs ont utilisé des méthodes empiriques [Friedman 1975, Krutz 1978]. Par ailleurs des modélisations utilisant des distributions de surface et de volume de la source de chaleur avec la fonction de Gauss ont été élaborées et calculées en 2D et 3D par différentes méthodes (numérique et analytique) :

- Jeong et Cho [Jeong 1997] ont introduit une solution analytique pour le champ de température transitoire dans les soudures avec métal d'apport en se basant sur une source gaussienne 2D avec des paramètres de distribution différents (dans les deux directions x et y). Bien que les solutions utilisent une distribution gaussienne de la chaleur pour prédire la température dans les régions immédiates de la source de la chaleur, elles sont encore limitées par le fait que ce modèle 2D de source de chaleur a des conditions aux limites sur des bords semi-infinis ne permettant pas de définir l'effet de pénétration et que les propriétés physiques y sont considérées invariables.

- Goldak et al. [Goldak 1985] furent les premiers à introduire une modélisation avec une source de chaleur mobile 3D de type double ellipsoïde. Une formulation par les éléments finis

a été utilisée pour le calcul du champ de température. Malheureusement, un modèle 3D général complet de processus de soudage, incorporant une source de chaleur en mouvement avec les détails de la circulation et la diffusion du bain de fusion de la soudure valable pour n'importe quel procédé, n'est pas encore disponible actuellement.

Dans le cas du développement des sources de chaleur relatives au soudage par point au laser, Trivedi et al [Trivedi 2007] ont utilisé une source de chaleur volumique adaptable dans leur modèle en remplacement du flux de chaleur de surface, représentant ainsi le champ du faisceau laser.

Pour simuler numériquement le comportement thermique dans le processus de soudage, de nombreuses méthodes ont été utilisées comme celle des éléments finis (MEF) [Krutz 1978, Mazumber 1986], [Lindgren 2001a, 2001b], celle des volumes finis (MVF) [Taylor 1999, Chaouch 2004, Aissani 2005...] ou des méthodes analytiques [Fassani 2003]. Ainsi, le modèle de source de chaleur bi-elliptique, qui représente notre cas, a été développé pour des tôles minces 2D et résolu par la méthode des éléments finis MEF sur le code de calcul ANSYS et par la méthode FVM [Aissani 2005; 2008].

La modélisation du problème de l'écoulement de chaleur en soudage demeure toutefois sujette principalement à deux types de difficultés :

- La première concerne les fortes non-linéarités (dépendance des propriétés physiques et Thermiques du matériau avec la température) ;
- La seconde réside dans la manière dont on doit concevoir et modéliser la source de chaleur sur le plan mathématique (géométrie et répartition énergétique).

c) Modélisation mathématique de la source de chaleur dans la littérature :

La construction et la pertinence du modèle thermique repose principalement sur le type de source de chaleur. Pour modéliser l'apport de chaleur d'un procédé de soudage, deux méthodes sont envisageables [Kerrouault 2001] :

- Imposition de la température au bain de fusion ; cette approche est d'emploi simple et permet d'obtenir une corrélation assez réaliste entre l'expérience et le modèle ; elle sous-estime cependant la quantité d'énergie apportée par le procédé ainsi que le champ thermique induit dans l'assemblage. L'utilisation de cette technique est généralement déconseillée [Lindgren 2001a, Kerrouault 2001] ;
- Imposition d'un flux de chaleur, qui peut être surfacique ou volumique. Ce flux est déterminé par la puissance de soudage apportée à l'assemblage, c'est à dire la puissance nominale multipliée par le rendement du procédé qu'il faut ajuster. La forme de la distribution de ce flux est sensiblement liée au procédé de soudage considéré et dépendante de celui-ci.

Dans le cas de soudage à l'arc (TIG, MIG/MAG...), l'énergie provenant de l'arc est déposée essentiellement en surface. L'apport de chaleur résulte des interactions électro magnéto-thermo-fluides couplées d'une couverture plasma. Ce plasma peut être modélisé comme une source de chaleur ponctuelle, en segments de ligne ou surfacique. Néanmoins, une source de chaleur volumique est adaptée lorsqu'on veut englober dans la formulation de l'apport de chaleur la contribution énergétique des phénomènes qui ont lieu dans le bain de fusion (comme le keyhole, les gouttes du métal d'apport...) selon une forme adéquate [Goldak 1984].

L'apport de chaleur dépend également donc de la présence ou non de métal d'apport ainsi que du type de procédé mono ou multi-passes.

Dans la suite, nous présentons quelques modèles adaptés de sources de chaleur, où les expressions mathématiques sont écrites dans un repère lié à la source.

I) Source de chaleur ponctuelle :

L'énergie électrique délivrée par l'arc est assimilée à une source de chaleur ponctuelle mobile avec une vitesse constante v . Cette énergie de flux constant est définie par l'équation [Rosenthal 1941] :

$$q(x,y)=Q=U.I.\eta = cte \quad \text{I.1}$$

Où U est la tension de soudage, I est l'intensité de courant et η est le rendement thermique de l'arc, (de 0.48 à 0.9)..

Bien que ce modèle puisse prédire la vitesse de refroidissement du métal, il ne fournit pas de renseignements quantitatifs sur les dimensions et la forme du bain de fusion. Sa solution analytique ne donne pas plus de renseignements concernant la température aux points singuliers de la source.

II) Source de chaleur en segments de ligne :

Dans ce modèle, la source de chaleur est composée de segments de ligne, chaque segment correspond à la direction du transfert thermique dans le bain de fusion [Painter 1996]. Par exemple, dans la direction de pénétration (profondeur) le transfert thermique dû au jet de plasma est approximativement assimilé à un segment dans la direction de pénétration dans le bain de fusion. Les longueurs des segments de ligne de chaleur sont déterminées en se basant sur les observations expérimentales de la forme géométrique du bain de fusion. Ce type de modèle de source est très peu utilisé dans la littérature et il est apparemment dépassé par les modèles de source de chaleur surfacique et volumique plus proches de la réalité.

III) Source de chaleur surfacique :

Il existe deux types de modèle prédominants de source de chaleur surfacique : circulaire et bi-elliptique, avec différentes formes de distribution du flux permettant d'étudier l'influence des paramètres opératoires et géométriques sur la morphologie du cordon. Ils sont surtout utilisés pour les tôles minces.

1. Circulaire :

La façon de représenter ce flux surfacique à densité constante ou variable, sur un disque de rayon constant R_d ou infini, est récapitulée dans le tableau ci-après (tableau I.1).

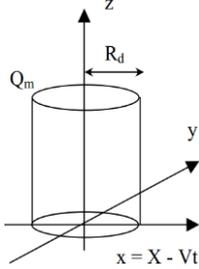
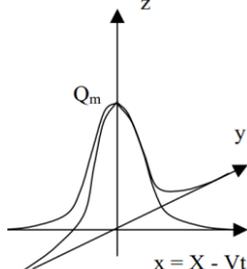
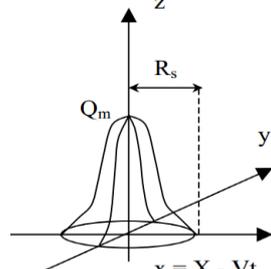
Où σ est l'écart type de la Gaussienne (en m) et ' r ' est la distance radiale. ' K ' est parfois appelé coefficient de répartition de la source ; lorsqu'il tend vers '0' on retrouve le cas de la source ponctuelle [Goldak 1984]. Dans la littérature, d'autres formes de répartition peuvent être envisagées.

L'expression générale du flux est donnée par :

$$q(x,y) = Q_0 \cdot \frac{f(x,y)}{A} = Q_m \cdot f(x,y) \quad \text{I.2}$$

où $f(x,y)$ est la fonction de répartition surfacique et Q_m est le maximum de la densité de puissance exprimé en [W/m²] .

Tableau (I.1) : Exemples de source surfacique.

Flux constant sur un disque de rayon R_d	Flux Gaussien à répartition infinie.	Flux Gaussien à répartition finie sur un disque de rayon R_s
		
$q(x,y) = q(r) = Q_m \cdot 1$ $\begin{cases} 1 & r \leq R_d \\ 0 & r > R_d \end{cases}$ $Q_m = \frac{Q_0}{A} = \frac{Q_0}{\pi \cdot R_d^2}$ $Q_0 = UI\eta, \quad r^2 = x^2 + y^2$	$q(x,y) = q(r) = Q_m \exp(-K \cdot r^2)$ $Q_m = \frac{Q_0}{2\pi \cdot \sigma^2}; \quad (1.5)$ $K = 1/(2 \cdot \sigma^2)$	$q(x,y) = q(r) = Q_m \exp\left(-\frac{3 \cdot r^2}{R_s^2}\right)$ <p style="text-align: center;">Si $r \leq R_s$ $q(x,y) = 0$ si $r > R_s$</p> $Q_m = \frac{3 \cdot Q_0}{\pi \cdot R_s^2} \quad (1.6)$
$f(x,y) = \begin{cases} 1 & \text{si } r \leq R_d \\ 0 & \text{si } r > R_d \end{cases}$	$f(x,y) = \exp(-K \cdot r^2)$ $A = \frac{\pi}{K}$	$f(x,y) = \exp\left(-\frac{3 \cdot r^2}{R_s^2}\right)$ $A = \frac{\pi \cdot R_s^2}{3}$

Lors du soudage à l'arc, le flux de chaleur atteint la plus grande densité dans la partie centrale de la zone d'action du plasma d'arc. Lorsqu'on s'éloigne de la zone centrale, la densité de flux calorifique diminue. On peut supposer que la densité de flux suit la loi symétrique de répartition des probabilités de Gauss. On a donc, la fonction Gaussienne d'une répartition surfacique s'écrivant souvent sous la forme :

$$G(x,y) = G(r) = \frac{1}{2 \cdot \pi \sigma^2} \exp\left(-\frac{r^2}{2\sigma^2}\right) \quad (1.3)$$

Le flux de chaleur surfacique « q » s'écrit donc :

$$q(x,y) = q(r) = Q_m \exp(-K \cdot r^2) \quad \text{avec } K = 1/(2 \cdot \sigma^2) \quad (1.4)$$

D'autre part, nous utilisons la relation suivante pour la puissance totale émise :

$$Q_0 = UI\eta = \int_0^\infty q(r) \cdot ds = \int_0^\infty q(r) \cdot 2\pi \cdot r \cdot dr = \frac{\pi \cdot Q_m}{K}$$

Par la suite nous obtiendrons :

$$Q_m = Q_0 \frac{K}{\pi} = \frac{Q_0}{2\pi \cdot \sigma^2} \quad (1.5)$$

L'expression (I.9 ou I.5) concerne une répartition Gaussienne infinie. En pratique, on fixe souvent un rayon limite R_s à la tache calorifique, tel qu'il définisse un cercle fini d'existence du flux thermique. Ce rayon est fixé conventionnellement de telle sorte que le flux $q(R_s)$ soit égal à 5% du flux maximal (situé au centre de la source), Figure (I.9).

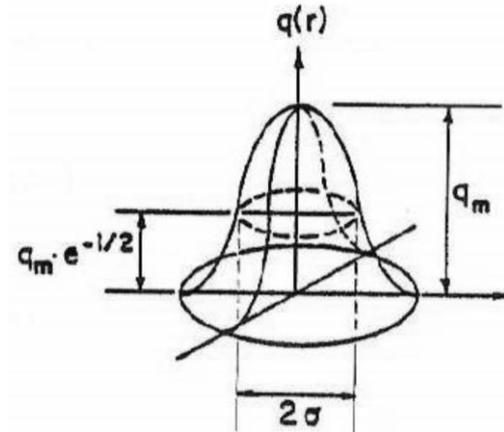


Figure (I.9) : Modèle 2D circulaire.

L'équation I.6 (tableau 1) du flux Gaussien à répartition finie sur un disque de rayon R_s s'écrit donc :

$$q(R_s) = Q_m \exp(-K \cdot R_s^2) = 0.05 Q_m \quad \text{I.7}$$

D'où l'on tire :

$$(K \cdot R_s^2) = \ln(0.05) = 2.996 \approx 3 \rightarrow K = \frac{3}{R_s^2} \text{ et on a : } A = \frac{\pi}{K} = \frac{\pi R_s^2}{3} \quad \text{I.8}$$

Et donc :

$$q(x, y) = q(r) = \left(\frac{3 \cdot Q_0}{\pi \cdot R_s^2} \right) \exp\left(-\frac{3 \cdot r^2}{R_s^2} \right) \quad \text{I.9}$$

2. Bi-elliptique :

Sa formulation est basée sur la considération d'une distribution surfacique à différents rayons de la source de chaleur sur le joint soudé. Cette source de chaleur s'apparente à la forme d'un bain de fusion qui se déplace sous l'électrode en considérant qu'il s'agit de deux demi-ellipses (figure I.10) :

L'expression mathématique de ce modèle écrite dans un repère lié à la pièce est :

$$q_s = q(r_i, t) = q(x, y, t) = Q_m \exp(f(x, y, t)) \quad \text{I.10}$$

Avec :

$$Q_m = \frac{3 \cdot Q_0}{\pi \cdot r_x \cdot (r_{yav} + r_{yar})/2} \text{ où } Q_0 = \eta \cdot U \cdot I \quad \text{I.11}$$

I.12

$$\text{Et : } f(x, y, t) = -3 \left(\frac{x^2}{r_x^2} + \frac{(y-v.t)^2}{r_y^2} \right)$$

Où $r_{yav} = r_y$ où $r_{yar} = r_y$: Selon que le point considéré (x,y) soit respectivement devant ou derrière le centre du bain bi-elliptique (Figure 4). Ces rayons sont fixés de telle sorte que le flux $q(r_i)$ soit égal à 5% du flux maximal Q_m , sur le contour de cette géométrie.

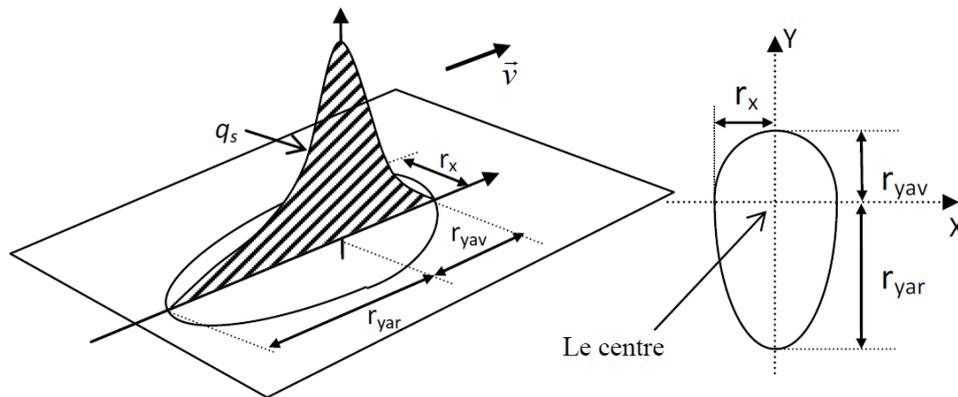


Figure (I.10) : Modèle bi-elliptique de source de chaleur Gaussienne 2D [Aissani 2005, 2014].

d). Conclusion sur les modèles de simulation

Les difficultés dans la simulation numérique des problèmes thermiques du soudage résident principalement dans la modélisation de la source de chaleur et dans l'estimation de la quantité d'énergie utile pour le chauffage des pièces à assembler. Une modélisation efficace de ces problèmes permet une bonne prédiction de la forme du bain de fusion et donc des zones à risque.

Avant d'aborder le problème de la modélisation de l'opération de soudage proprement dite, et de ses conséquences thermiques, nous allons présenter dans la partie suivante les caractéristiques principales de l'acier 304L et de l'alliage d'aluminium 2024, que nous considérerons tout au long de cette étude.

I.6 DOMAINES D'APPLICATION DU PROCÉDE TIG

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.

I.7. ACIER INOXYDABLE (quelques rappels)

I.7.1. Bref Historique des aciers inoxydables

L'histoire des aciers inoxydables est intimement liée à celle du chrome et aux travaux du chimiste français Nicolas Louis Vauquelin qui, en 1797, fut le premier à isoler cet élément. Les premières observations des propriétés « inoxydables » du fer allié au chrome furent faites par Berthier, un autre français. Il montra dès 1821 que l'alliage fer-chrome était d'autant plus résistant à certains acides que sa teneur en chrome était plus élevée. Par contre, la quasi impossibilité d'abaisser la teneur en carbone de l'alliage constitua un obstacle majeur à son développement. En 1904, Léon Guillet, puis Albert Portevin publièrent une série d'études relatives à la structure et aux propriétés des alliages fer-chrome couvrant les nuances martensitiques à 13 % de chrome et les nuances ferritiques à 17 % de chrome. En 1909, L. Guillet publia une étude sur les aciers inoxydables au chrome-nickel ou aciers inoxydables austénitiques complétant ainsi ses études précédentes sur les alliages fer-chrome et couvrant pratiquement l'ensemble de la famille des aciers inoxydables. Le métallurgiste allemand W. Giesen fit, de son côté, et à la même époque, a fait des recherches comparables. Les études de L. Guillet, A. Portevin et W. Giesen permirent ainsi, dès 1909, de classer les aciers inoxydables en fonction de leur structure et de définir les trois familles principales : martensitique, ferritique et austénitique [Nickelin 2012].

Le passage au stade industriel est attribué à Harry Brearley pour les aciers inoxydables martensitiques. Il serait à l'origine de la première élaboration réalisée à Sheffield en 1913. Un mérite analogue reviendrait aux allemands Benno Strauss et Eduard Maurer pour la production des aciers inoxydables austénitiques et aux américains Frederick Becket et Christian Dantszen pour celle des aciers inoxydables ferritiques [Cunat 2000, Kim 2014].

L'acier inoxydable est un alliage de fer comportant au moins 10,5% de chrome (Cr) et au plus 1,2% de Carbone (C) nécessaire pour garantir la formation d'une couche de surface **auto-régénératrice** (couche passive) qui apporte la résistance à la corrosion. Le processus peut prendre quelques heures après une altération de la surface (Figure I.11).

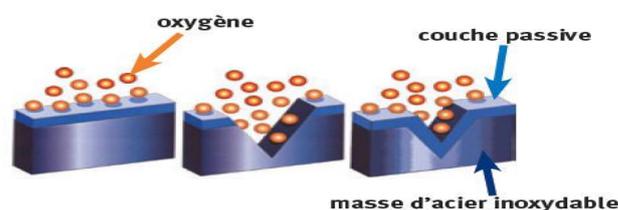


Figure (I.11) : la formation d'une couche de surface auto-régénératrice sur l'acier inoxydable.

I.7.2. Introduction

L'acier 304L est un acier inoxydable austénitique utilisé dans plusieurs domaines de par ses propriétés de résistance à des sollicitations mécaniques, chimiques et thermiques sévères et de par sa soudabilité, il convient aux sites ruraux et urbains, ou sites industriels peu pollués. Par exemple, le 304L est l'acier constitutif des tuyauteries de fortes sections des circuits de refroidissement des centrales nucléaires de type REP, généralement soudées par TIG avec un grand nombre de passes.

Cet acier possède une matrice austénitique stable de la température ambiante jusqu'à sa température de fusion, il n'y a pas donc lors du soudage, de transformations structurales à l'état solide dans la Zone Affectée Thermiquement (ZAT).

La particularité des aciers inoxydables est la présence de chrome (>12%), qui favorise la résistance dans les milieux oxydants, en assurant la formation d'une couche de passivité. Grâce à l'ajout de différents éléments d'alliage en plus du chrome, il est possible d'obtenir une grande variété d'aciers inoxydables, qui diffèrent tant par les caractéristiques métallurgiques que par les propriétés thermo-physiques ou mécaniques. Ces caractéristiques peuvent également être modifiées par des traitements thermiques et mécaniques particuliers.

La famille dont fait partie le est l'une des grandes familles d'acier inoxydable. On trouve dans la famille des aciers austénitiques les aciers 304, 306, 304L, 316L ou encore l'acier 301 ou acier 321, le plus fréquemment rencontré. Cependant, l'acier 304L apparaît comme étant le plus résistant à la soudabilité, même sous contrainte. Sa ductilité demeure très supérieure à celle des aciers précédemment cités. [Depradeux 2004].

L'addition de divers éléments d'alliage permet de s'adapter au milieu spécifique dans lequel doit être utilisé l'acier, et de modifier ses propriétés mécaniques :

- l'ajout de nickel améliore les propriétés de la couche passive ; celui-ci s'intègre à la couche d'oxyde.
- le carbone en haute teneur permet de tremper l'acier et d'obtenir un acier martensitique, très dur; mais le carbone nuit à la soudabilité, et par ailleurs, il peut piéger le chrome et gêner la formation de la couche passive ;
- d'autres éléments d'alliage, pour l'essentiel des métaux relativement nobles comme le molybdène, le titane, le cuivre améliorent encore la résistance chimique, en particulier dans les milieux non oxydants.

I.7.3. Principales Familles

Austénique : fer-chrome-nickel, carbone < 0,1%, amagnétique à l'état de livraison. Représente > 65% de l'utilisation d'acier inoxydable, notamment dans les luminaires.

Ferritique : fer-chrome, carbone < 0,1%, magnétique.

Martensique : fer-chrome, carbone > 0,1%, magnétique et apte à la trempe.

Duplex : fer-chrome-nickel, structure mixte austénique-ferritique, magnétique.

1. LES ACIERS FERRITIQUES (magnétiques) dénommés 1.4016 (ou 430 norme US)

Ces aciers ne prennent pas la trempe. Ils sont appelés ferritiques parce que leur structure cristalline est la même que celle du fer à température ambiante.

Ils possèdent une teneur en carbone très faible (de l'ordre de 0,07% de carbone). La teneur en chrome est comprise entre 11 et 29%. Ils ne contiennent pas de nickel.

Les aciers ferritiques sont magnétiques à température ambiante. Ils sont moyennement ductiles.

2. LES ACIERS MARTENSITIQUES (magnétiques) :

Ces aciers peuvent prendre la trempe et sont susceptibles de donner des caractéristiques mécaniques variées suivant la teneur en carbone et le traitement thermique (trempe, revenu, recuit). Ils ont une très bonne trempabilité en général.

Toutefois, il faut noter que l'accroissement de caractéristiques par la trempe et le revenu est inévitablement associé à une augmentation de la sensibilité à la corrosion.

Les aciers martensitiques sont en général moins résistants à la corrosion que les aciers ferritiques. Les aciers martensitiques les plus courants ont une teneur en chrome de 13% et des teneurs en carbone supérieures à 0,08%.

Exemple d'utilisation : lames de couteaux de cuisine.

3. LES ACIERS AUSTENITIQUES (amagnétiques) :

1/ Les austénitiques au chrome-nickel 304 (18% de chrome et 8% de nickel) dénommés 1.4301 (ou 304 norme US). Ils sont très résistants à la corrosion grâce à la présence du chrome. Ils sont aussi très ductiles. Ces aciers ont une structure cubique à faces centrées à température ambiante. Cette structure est amagnétique et peut être conservée à température ambiante grâce à des éléments d'alliage appropriés dont le plus connu est le nickel.

2/ Les austénitiques au chrome-nickel-molybdène (18% de chrome, 10% de nickel et 2% de molybdène) dénommés 1.4404 (ou 316 norme US), pour les milieux les plus agressifs.

1.7.4. Fabrication des aciers inoxydables

La fabrication des aciers inoxydables comporte quatre étapes principales. Elles sont :

- Elaboration qui comprend elle-même une phase de fusion dans un four à arc suivie d'une opération d'affinage.
- Coulée soit sous forme de lingots, soit de plus en plus par coulée continue,
- Transformation à chaud le plus souvent par laminage et plus rarement par forgeage,
- Transformation à froid par laminage pour les produits plats et par tréfilage pour les produits longs.

1.7.5. Soudabilité des aciers inoxydables

Le soudage doit toujours se faire à basse énergie sur des inox à bas carbone (gamme estampillée L) 304L dans notre cas pour éviter la baisse de la teneur en chrome dans la zone thermiquement affectée.

L'inox peut être soudé sur de l'acier au carbone moyennant certaines précautions.

La protection au soudage des aciers inoxydables est nécessaire pour des raisons de composition et de résistance à la corrosion du joint soudé. Elle a aussi pour rôle de limiter ou de supprimer l'oxydation superficielle du cordon de soudure.

1.8. ALUMINIUM ET SES ALLIAGES (quelques rappels)

1.8.1. Historique

En 1884 quand un chapeau de 6livres (3kg environ) fut déposé sur la statue de Washington, l'aluminium était si rare qu'on le considérait comme un métal précieux. Un siècle plus tard, l'aluminium est le deuxième métal le plus utilisé après l'acier. Cette évolution revient à la diversité et aux propriétés de l'aluminium et ses alliages [Kissell 2001]. Les alliages d'aluminium sont largement utilisés dans nos vies quotidiennes, du papier d'aluminium pour emballage, aux canettes de boissons facilement recyclables, en passant par des pièces plus

importantes utilisées dans des industries comme le transport aéronautique, naval, automobile et ferroviaire et enfin dans la charpente [Kutz 2006].

Le nombre d'alliage d'aluminium est d'environ 310. Ces alliages sont très prisés pour les propriétés physiques (densité, conductibilité thermique et électrique), chimique de résistance à la corrosion (par formation de la couche de protection Al_2O_3) et mécaniques qu'ils offrent.

I.8.2. Désignation des alliages d'aluminium

La désignation permet de comprendre comment sont classées les différentes nuances des alliages d'aluminium. Certains utilisent des désignations alphanumériques et d'autre simplement la désignation numérique. Cette dernière est la désignation internationale de l'aluminium Association qui est adoptée et retenue entre autres par la France, les États-Unis, la Grande-Bretagne, le Canada, le Japon. Bien que la désignation alphanumérique soit bien souvent encore très utilisée dans la pratique [Develay 2003].

La désignation numérique est constituée de 4 chiffres :

* Le premier chiffre indique la série ou famille de l'alliage d'aluminium. Ce chiffre va de 1 à 9 d'où le nombre de séries d'alliages d'aluminium (neuf séries) dont les sept premières séries sont les plus répandues et connues.

* Le deuxième chiffre indique la variation de l'alliage de base ; ce chiffre est toujours 0 pour une composition originale de la série. A chaque variation d'un ou plusieurs éléments d'alliage de l'ordre de 0.15-0.50% on remplace le chiffre 0 par un chiffre représentatif de la nouvelle composition de l'alliage principal [Kutz 2006].

* Les troisièmes et quatrièmes chiffres n'ont aucune signification spécifique. Ils désignent simplement le numéro de l'alliage dans la série [Kutz 2006]

Le tableau ci-dessous résume le mode de désignation des alliages d'aluminium [Kissell 2001, Kutz 2006, Smallman 1999].

Tableau (I.2) : Désignation des alliages d'aluminium

Séries	Alliage	Éléments d'alliage
1XXX	1000	Aluminium pur (>99%).
2XXX	2000	Cuivre
3XXX	3000	Manganèse
4XXX	4000	Silicium
5XXX	5000	Magnésium
6XXX	6000	Magnésium- Silicium
7XXX	7000	Zinc
8XXX	8000	Autres éléments (ex : Li, Fer,..)
9XXX	9000	Non désigné

Parmi ces huit classes, une autre distinction peut être faite entre les alliages non trempant et les alliages trempant. Les alliages non trempant correspondent aux séries 1000, 3000 et 5000 (alliages sans durcissement structural) et les alliages trempant (à durcissement structural), aux séries 2000, 6000 et 7000. Selon la classe d'alliages envisagée, différentes méthodes d'amélioration des propriétés mécaniques peuvent être adoptées.

En ce qui concerne les alliages non trempant, trois méthodes d'amélioration des propriétés mécaniques existent : le durcissement par effet de solution solide, le durcissement par les précipités et dispersoïdes ou le durcissement par écrouissage (traitement mécanique).

Pour les alliages trempant, d'un point de vue général, la principale méthode de durcissement correspond à un traitement thermique, appelé traitement de durcissement structural.

Le processus de durcissement structural permet d'améliorer nettement les propriétés mécaniques des alliages d'aluminium en conduisant à la formation de précipités à effet durcissant. Cette modification de la microstructure du matériau s'accompagne souvent d'une chute de la résistance à la corrosion ce qui amène à travailler, la plupart du temps, en termes de compromis entre bonnes propriétés mécaniques et résistance à la corrosion intéressante [Idrac 2005].

I.8.3. Les alliages à durcissement structural

Les alliages d'aluminium à durcissement structural (série 2000, 6000 et 7000) sont utilisés dans le cadre de l'allègement des structures de transport aérien, naval et terrestre. Cependant, ces alliages sont difficilement soudables par voie classique et le principal moyen d'assemblage reste le rivetage dans le cas aéronautique. Ce processus présente de nombreux désavantages comme une jonction hétérogène entre les deux tôles, le surcroît de masse ainsi que la concentration de contraintes au niveau des trous, particulièrement dommageable pour la tenue en fatigue.

I.8.4. Série 2000 (Al-Cu et Al-Cu-Mg)

Les teneurs en cuivre des alliages de cette série sont comprises entre 2,6 et 6,3 % [Schwartz 2002]. Les teneurs en magnésium varient de 0,5 à 1,5 %. Le durcissement structural de ces alliages est dû à la précipitation de composés transitoires d' Al_2Cu et Al_2CuMg . Ces phases leur confèrent d'excellentes propriétés mécaniques. L'addition de silicium et de manganèse, favorise la formation de composés quaternaires. Par dispersion, ces derniers améliorent les propriétés de la matrice.

Les éléments Mn, Fe et Si sont considérés comme des impuretés dans l'alliage [Norman 1999]. La présence de fer conduit à la formation de Cu_2FeAl_7 , contenant le fer, diminue la quantité de cuivre nécessaire au durcissement structural. Cependant, si, en plus du fer, on ajoute du nickel, il y a formation du composé Al_9FeNi , qui confère à l'alliage une bonne tenue mécanique jusqu'à 230°C.

D'autre part, les alliages de la série 2000 font preuve d'une résistance médiocre à la corrosion [Schwartz 2002]. A l'état trempé et vieilli, la présence de précipités cathodiques crée une pile par rapport à la matrice. Par ailleurs, ces alliages sont difficilement soudables ; en effet, puisque les zones adjacentes aux cordons de soudure subissent un recuit lors du cycle thermique imposé par le soudage, leurs propriétés mécaniques s'en trouvent considérablement affaiblies [Norman 1999, Castel 2001].

I.8.5. L'alliage 2024

Les alliages d'aluminium prennent de plus en plus d'ampleur dans divers domaines industriels: aéronautique, construction navale, automobile et éventuellement dans la construction métallique. L'alliage que nous proposons d'étudier est le 2024 appartenant à la série 2XXX. Ce sont des alliages à durcissement structural utilisés dans certaine partie structurale des avions.

Dans l'aéronautique, les progrès sont constants et les technologies nouvelles permettent de voler avec toujours plus de sécurité. Plusieurs d'entre elles sont en développement et d'autres sont déjà utilisées. Comme exemple d'application industrielle nouvelle, on peut citer le soudage laser qui permet d'alléger certaines parties en supprimant des milliers de rivets, tout en ne touchant pas à la résistance de la structure de l'avion. La résistance d'un avion de ligne est liée, dans son ensemble, au dessin du squelette de l'appareil, aux matériaux utilisés, mais aussi aux centaines d'assemblages qui rigidifient les panneaux des cellules.

Les assemblages sont réalisés au moyen de rivets (également de boulons, de colles) : sur le dernier A340-600, il y a près de 2.500.000 rivets. Les trous nécessaires à la fixation sont susceptibles d'être le siège de micro fissures et un phénomène de corrosion non négligeable peut aussi intervenir.

Tableau (I.3): Composition chimique de l'alliage 2024(%massique).

Al	Cu	Mg	Mn	Fe	Si	Zn	Ti	Cr	Autres
90.7-94.7	3.8-4.9	1.2-1.8	0.3-0.9	<0.5	<0.5	<0.25	<0.15	<0.1	<0.15

I.8.6. Soudabilité de l'alliage d'aluminium

La soudabilité des alliages d'aluminium est complexe. Le comportement des alliages d'aluminium au soudage diffère d'une manière significative de ceux des matériaux conventionnels comme l'acier. La soudabilité de ces alliages est influencée par les propriétés physiques des alliages à savoir :

- La grande conductibilité thermique.
- La formation d'une couche d'oxyde (Al_2O_3) à la surface ;
- Un coefficient de dilatation thermique élevé.
- Une haute solubilité de l'hydrogène dans l'aluminium à l'état liquide.

Tous ces paramètres engendrent lors du soudage des défauts tels que la fissuration à chaud, les porosités et les manques de pénétrations qui apparaissent surtout dans certains alliages à durcissement structural (cas du 2024).

Remarque :

Suite aux propriétés importantes de ces métaux d'une part, et d'autre la difficulté de leur soudage, s'inscrit notre étude de comportement thermique de soudage TIG de ces métaux, afin de mieux comprendre les phénomènes et améliorer leur qualité et réduire leur défauts.

CHAPITRE II

MODÉLISATION MATHÉMATIQUE DU SOUDAGE A L'ARC TIG

INTRODUCTION

Ce chapitre est organisé en trois parties, la première partie (A) se consacre à l'étude et au développement du modèle mathématique de transfert thermique lors d'une opération de soudage TIG. La partie (B) est consacrée au développement de la méthode des éléments finis MEF utilisée pour la résolution de l'équation de la chaleur. La partie (C) résume la présentation et les étapes de programmation sous le Code Comsol Multiphysics[®].

PARTIE A : DÉVELOPPEMENT MATHÉMATIQUE

A-1 INTRODUCTION

On s'intéresse à l'étude du transfert thermique lors d'une opération de soudage à l'arc (TIG), on considérant le cas bidimensionnel non stationnaire d'un assemblage bout à bout de deux plaques métalliques minces.

Compte tenu de l'importance que revêt l'analyse thermique dans toute étude prévisionnelle de soudage la répartition de la température en cours de soudage est obtenue par la résolution de l'équation fondamentale régissant de transfert de la chaleur par conduction dans un solide. Cette équation est issue du bilan énergétique effectué sur un volume de contrôle élémentaire de la plaque métallique considérée.

A.2 HYPOTHÈSES PRINCIPALES [Aissani 2013].

Pour étudier et modéliser le processus de soudage TIG des métaux (figure II.1), on a considéré les hypothèses suivantes:

- Le régime est considéré transitoire, en 2D (x,y,t) et en 3D (x,y,z,t) ;
- L'axe Y est confondu avec la direction du soudage ;
- Les propriétés thermiques (la conductivité thermique k et la chaleur spécifique Cp) du matériau dépendent de la température [Choi 1987];
- Prise en compte du changement de phases dans les métaux à souder;
- L'écoulement du bain de fusion est négligeable;
- Les déperditions calorifiques par convection et rayonnement à travers les surfaces libres et les frontières de la pièce sont prises en compte;
- La source de chaleur est mobile et est répartie selon une distribution surfacique Gaussienne $S(T,x,y,t)$;
- L'échauffement dû aux déformations mécaniques est très faible donc négligeable.

A.3 ÉQUATION RÉGISSANT LA CHALEUR

L'équation de conduction de la chaleur dans le domaine Ω défini par les deux plaques métalliques à souder (figure II.1), s'écrit pour le cas tridimensionnel [Patankar1980 et Goldak 2005b] par :

$$\rho c_p \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left(k \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(k \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(k \frac{\partial T}{\partial z} \right) + S \quad (\text{II.1a})$$

Où T est la température, t le temps, ρ la densité du matériau à souder, C_p la chaleur spécifique k la conductivité thermique et S la chaleur générée ou absorbée par unité du temps.

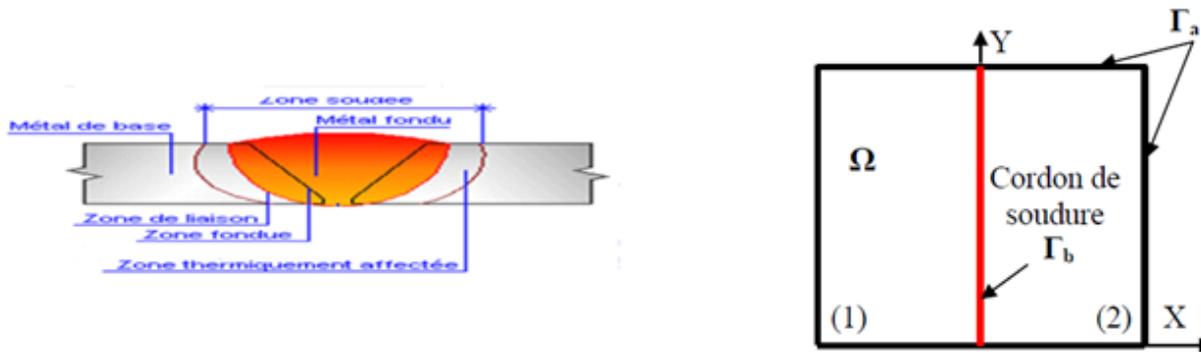


Figure II.1 :a/ zone de changement de structure dans un cordon
b/ domaine Ω et frontières Γ_a et Γ_b

Pour le cas bidimensionnel, on retrouve l'expression suivante :

$$\rho C_p(T) \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left(k(T) \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(k(T) \frac{\partial T}{\partial y} \right) + S(T, x, y, t) \quad (\text{II.1b})$$

Dans le cas général sous une forme compactée, on a l'équation :

$$\rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} = -\text{div}(-k \cdot \overline{\text{grad}T}) + S \quad (\text{II.1c})$$

Avec des conditions aux limites et initiales appropriées, la résolution de l'équation différentielle (II.1) donne la solution au problème posé.

A.4 CONDITIONS AUX LIMITES ET INITIALE

Les conditions aux limites sont déterminées à partir des équations d'échange du flux de chaleur par convection et rayonnement avec le milieu environnant.

-Aux frontières Γ_a (figures II.1b), le flux q_n est égal à :

$$(\text{II.2a})$$

$$q_n = h_\infty(T - T_\infty) + \sigma \varepsilon (T^4 - T_\infty^4)$$

Où h_∞ : coefficient de convection égal à $10 \text{ W/m}^2.\text{K}$; T : température au bord de l'assemblage (K); T_∞ : température ambiante (K) ; ε : émissivité thermique égale à 0.82, σ : constante de Boltzmann égale à $5,67.10^{-8} \text{ W/m}^2.\text{K}^4$.

-Au plan de la symétrie de l'assemblage (à la frontière Γ_b), le flux de chaleur est nul :

$$q_n = -k \frac{\partial T}{\partial x} = 0 \quad (\text{II.2b})$$

Le flux q_n étant donné par l'équation de Fourier : $q_n = -k.\bar{\nabla}.T$

-La température initiale du matériau est supposée égale à la température ambiante :

$$T_0 = 300 \text{ K}. \quad (\text{II.3})$$

Le terme source S sera modélisé par la suite pour fermer le système d'équations. L'équation différentielle finale est donc une équation aux dérivées partielles non linéaires.

A.5 DIFFÉRENTS MODÈLES DE SOURCE DE CHALEUR EN 2D

En 2D, les modèles de source de chaleur les plus communément utilisés sont au nombre de trois : la source ponctuelle [Rosenthal 1941], en segments de ligne [Jarvis1996 et Painter1996] et surfacique à différents types de distribution [Goldak 1984,1985].

A.6 MODÉLISATION DU TERME SOURCE

Le modèle considéré dans cette étude sera un modèle surfacique amélioré à distribution Gaussienne [Aissani 2005b, 2008b]. La forme géométrique de la source est circulaire.

A.6.1 Développement et linéarisation

Selon Myers et Lindgren [Lindgren 2001], l'expression générale de cette source de chaleur S s'écrit ainsi :

$$s(x, y, t) = s_0 \exp\left(-A(x^2 + y^{*2})\right) \quad (\text{II.4})$$

Où : $y^* = y - v.t$

Avec v : vitesse de déplacement de la torche, et S_0 et A sont des coefficients dépendant du modèle.

Développons les expressions du terme source S en introduisant l'effet de la convection et du rayonnement dans ce terme (pour se rapprocher le plus de la réalité).

- Pour le métal de base, le terme source représente l'énergie échangée [Aissani 2013] :

$$s = 2h_{\infty}(T - T_{\infty}) + 2\sigma\epsilon(T^4 - T_{\infty}^4) \quad (\text{II.5})$$

- Pour la zone qui contient le bain de fusion (au niveau du cordon), le terme source s'écrit :

$$s = h_{\infty}(T - T_{\infty}) + \sigma\epsilon(T^4 - T_{\infty}^4) + q_0 e^{f(x,y,t)} \quad (\text{II.6})$$

On constate que ce terme source est fortement non linéaire, on doit donc le linéariser. Il peut être alors écrit sous la forme linéaire suivante :

$$S = S_0 + S_p T \quad (\text{II.7})$$

Où S_c et S_p sont des constantes. En utilisant la méthode de la tangente pour la linéarisation du terme source, on aura pour ces constantes :

$$S = \bar{S} + \left(\frac{dS}{dT}\right)^* (T - T^*)$$

$$\Rightarrow S_c = \bar{S}^* - \left(\frac{dS}{dT}\right)^* T^* \text{ et } S_p = \left(\frac{dS}{dT}\right)^* \quad (\text{II.8})$$

L'indice (*) représente les paramètres calculés au cours de l'itération précédente.

Après identification de l'équation (II.7) avec les équations (II.5 et 6) et réajustement de la convention du signe du flux de convection et rayonnement on déduit :

$$\text{Au niveau de métal de base : } \begin{cases} S_p = -2(h_{\infty} + 4\sigma\epsilon T^{03}) \\ S_c = 2(h_{\infty} T_{\infty} + 3\sigma\epsilon T^{04} + \sigma\epsilon T_{\infty}^{04}) \end{cases} \quad (\text{II.9})$$

$$\text{Au niveau de cordon de soudure : } \begin{cases} S_p = -(h_{\infty} + 4\sigma\epsilon T^{03}) \\ S_c = (h_{\infty} T_{\infty} + 3\sigma\epsilon T^{04} + \sigma\epsilon T_{\infty}^{04}) + q_0 \exp^{f(x,y,t)} \end{cases} \quad (\text{II.10})$$

S_c étant la partie constante du terme S et S_p est le coefficient du terme dépendant de la température en un point P quelconque du domaine de calcul.

En introduisant un coefficient cas , on peut écrire ces deux expressions sous une forme générale [Aissani 2008b, 2013] :

$$\begin{cases} S_c = (2 - cas)(h_\infty T_\infty + 3\sigma\epsilon T^{*4} + \sigma\epsilon T_\infty^4) + cas.q_0 \exp^{f(x,y,t)} \\ S_p = -(2 - cas)(h_\infty + 4\sigma\epsilon T^{*3}) \end{cases} \quad (II.11)$$

Tel que : $cas = 0 \Rightarrow$ le point p situe hors la source dans le métal de base ;

$cas = 1 \Rightarrow$ le point p est dans la zone de la source (cordon de soudure).

T^* : Température calculée au cours de l'itération précédente au même point P .

Rappelons que la fonction $f(x,y,t)$ de l'équation (II.11) est choisie selon le modèle de bain de fusion considéré (circulaire ou bi-elliptique) sur un domaine bidimensionnel. La configuration circulaire sera la plus utilisée dans notre cas.

- Modèle du bain de fusion circulaire :

Pour le modèle du bain de fusion circulaire (source de chaleur répartie sur un cercle)

$$f(x, y, t) = -3 \left(\frac{x^2 + (y - v.t)^2}{r_b^2} \right) \quad (II.12)$$

Le rayon adopté de l'électrode est défini de sorte que **95%** de la chaleur soit déposée ($rb=4.5$)[Jar 1996etAissani 2005b]. (Cf. figure II.2).

L'expression de q_0 est donnée par [Aissani 2005b] :

$$q_0 = 3 \frac{Q}{\pi.r_b^2} \quad \text{avec : } Q = \eta.I.U \quad (II.13)$$

U est la tension électrique (Volt) ; I est l'intensité de courant (A) et η est le rendement de l'arc
 r_b le rayon de cercle.

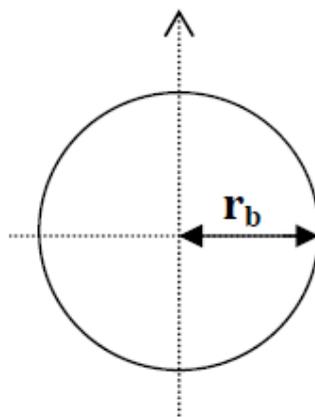


Figure II.2 modèles de bain de fusion circulaire

PARTIE (B) : DISCRÉTISATION NUMÉRIQUE PAR LA MÉTHODE DES ÉLÉMENTS FINIS MEF (EN 2D/3D)

B.1 BREF HISTORIQUE DE LA METHODE DES ELEMENTS FINIS

Depuis une cinquantaine d'années, la mécanique des structures permet l'analyse des assemblages de barres et poutres [Hoff 1956]. Le comportement de chaque élément de barre ou de poutre est représentée par une matrice de rigidité élémentaire construite grâce aux hypothèses de la résistance des matériaux.

A partir des matrices élémentaires, nous construisons un système d'équations algébriques en utilisant des conditions de continuité des déplacements et d'équilibre des forces aux points de jonction des éléments ou nœuds. La résolution du système d'équations correspondant à des sollicitations données conduit aux déplacements de tous les nœuds de la structure.

Dés 1960 la méthode des éléments finis est réputée un développement rapide dans plusieurs directions :

- La méthode est reformulée, à partir des considérations énergétiques et variationnelles, sous la forme générale des résidus pondérés [Gouri 1981 et Zienkiewicz 1971].
- De nombreux auteurs créent des éléments de haute précision et des éléments à cotés curvilignes ou iso-paramétriques [Irons 1968].
- La méthode des éléments finis est reconnue un outil général de résolution d'équations aux dérivées partielles. Elle est donc utilisée pour résoudre des problèmes non linéaires et non stationnaires dans le domaine des structures ainsi que dans d'autres domaines : mécanique des fluides, nucléaire, thermique, etc. [Reddy 1988].
- Une base mathématique de la méthode des éléments finis est construite à partir de l'analyse fonctionnelle [Masatake 1986].

A partir de 1967, de nombreux livres sont publiés sur la méthode des éléments finis [Amar 1997]. Elle est maintenant très répandue dans les industries, en particulier en construction aéronautique, aérospatiale, navale et nucléaire.

Elle se développe en ce moment dans les applications de la mécanique des fluides, étude des phénomènes de pollution thermique ou chimique, des interactions fluide-structure.

Dans la suite nous citons les principales démarches de cette méthode.

B.2 DEMARCHES DE LA METHODE DES ELEMENTS FINIS

Les démarches suivies dans l'analyse d'élément fini pour un problème typique sont :

1/-discrétisation (ou représentation) du domaine donné dans une collection en choisissant l'E.F.

- a) Construire la maille d'élément fini en choisissant l'élément.
- b) Numérotter les nœuds et les éléments.
- c) Engendrer les propriétés de la géométrie (coordonnées, l'air de section, ...) qu'on aura besoin pour le calcul du problème.

2/-dérivation de l'équation d'élément pour tous les éléments de la maille.

- a) Construire la formulation variationnelle de l'équation différentielle donnée sur l'élément typique.
- b) Supposer que la variable dépendant typique (T) est de la forme :

$$T = \sum_1^n T_e \cdot N_e \quad (\text{II.14})$$

Tel que n est le nombre de nœuds du domaine, N_e les fonctions d'interpolations élémentaire.

- c) Dériver les fonctions d'interpolations N_e de l'élément et calculer les matrices d'élément.

3/-assembler les équations pour obtenir le système équations entière du problème.

- a) Identifier les conditions de continuité de l'inter élément parmi les variables principales (parenté entre les degrés de liberté locaux et les degrés de libertés globaux).
- b) Assembler les équations d'éléments en utilisant (3a) et la propriété de superposition.

4/-imposer les conditions aux limites du problème.

5/-solution de l'équation d'assemblage(le système algébrique) et autre paramètres.

- a) Résoudre le système d'équations pour la variable dépendant inconnu (T).
- b) Calculer le gradient de la solution ou autres quantités désirées à partir de degrés de liberté principaux(T) calculé à la démarche (5a).

B.3 METHODE DES ELEMENT FINIS (MEF)

Pour la résolution du problème thermique de soudage nous avons utilisé la méthode des Eléments Finis (MEF), réputée par sa puissance à résoudre des problèmes non linéaires et complexe. L'élément fini utilisé pour le développement et la résolution du champ thermique est du type quadrilatère à 4 nœuds.

B.3.1 Formulation variationnelle [Aissani2013]

Ecrivons le terme de dérivation de la température par rapport au temps en différence finie :

$$\frac{\partial T}{\partial t} \Big|_{i+1} = \frac{T(i+1) - T(i)}{\Delta t}, \text{ Elle sera abrégée par : } \frac{T - T^0}{\Delta t} \text{ tel que :}$$

T est la température à l'instant actuel et T^0 est la température à l'instant précédent. L'équation II.1b devient :

$$\rho \frac{Cp}{\Delta t} T - \frac{\partial}{\partial x} \left(k \cdot \frac{\partial T}{\partial x} \right) - \frac{\partial}{\partial y} \left(k \cdot \frac{\partial T}{\partial y} \right) - \left(S + T^0 \cdot \rho \frac{Cp}{\Delta t} \right) = 0 \quad (\text{II.15})$$

- On développe la forme variationnelle de l'équation(II.15) pour un domaine (Ω) typique en multipliant cette équation (II.15) par une fonction test $N(x,y)$, on l'intègre sur le domaine (Ω) de frontière (Γ). les fonctions test $N(x, y)$ doivent être dérivables au moins une fois par rapport à x et y [Lindgren 2001]. l'axe (y) est considéré comme direction de soudage.

Ou aura :

$$\iint_{\Omega} \frac{\rho Cp}{\Delta t} T \cdot N_i \cdot d\Omega - \iint_{\Omega} N_i \left[\left(k T'_x \right)'_x + \left(k T'_y \right)'_y \right] d\Omega - \iint_{\Omega} \left[S + \frac{\rho Cp}{\Delta t} T^0 \right] N_i \cdot d\Omega = 0 \quad (\text{II.16})$$

En posant : $F_1 = k \frac{\partial T}{\partial x} = (k T'_x)$ et $F_2 = k \frac{\partial T}{\partial y} = (k T'_y)$

On développe le deuxième terme de l'équation (II.16) en utilisant les identités suivantes :

$$\left\{ \begin{array}{l} N_i \cdot \frac{\partial(F_1)}{\partial x} = \frac{\partial}{\partial x} (N_i \cdot F_1) - \frac{\partial N_i}{\partial x} \cdot F_1 \\ N_i \cdot \frac{\partial(F_2)}{\partial y} = \frac{\partial}{\partial y} (N_i \cdot F_2) - \frac{\partial N_i}{\partial y} \cdot F_2 \end{array} \right. \quad (\text{II.17a})$$

$$\left\{ \begin{array}{l} N_i \cdot \frac{\partial(F_1)}{\partial x} = \frac{\partial}{\partial x} (N_i \cdot F_1) - \frac{\partial N_i}{\partial x} \cdot F_1 \\ N_i \cdot \frac{\partial(F_2)}{\partial y} = \frac{\partial}{\partial y} (N_i \cdot F_2) - \frac{\partial N_i}{\partial y} \cdot F_2 \end{array} \right. \quad (\text{II.17b})$$

Puis, en appliquant le théorème de « Green » sur les composantes de l'opérateur gradient, pour un contour fermé, on trouve :

$$\left\{ \begin{aligned} \iint_{\Omega} \frac{\partial}{\partial x} (N_i \cdot F_1) dx \cdot dy &= \oint_{\Gamma} N_i \cdot F_1 \cdot n_x \cdot ds & \text{(II.18a)} \\ \iint_{\Omega} \frac{\partial}{\partial y} (N_i \cdot F_2) dx \cdot dy &= \oint_{\Gamma} N_i \cdot F_2 \cdot n_y \cdot ds & \text{(II.18b)} \end{aligned} \right.$$

Où ds est la longueur de l'arc infinitésimal le long du contour Γ n_x et n_y sont les composantes du vecteur unité normal \vec{n} sur la frontière Γ (Voir équation II.19 et figure II.3).

$$\vec{n} = n_x \cdot \vec{i} + n_y \cdot \vec{j} \quad \text{(II.19)}$$

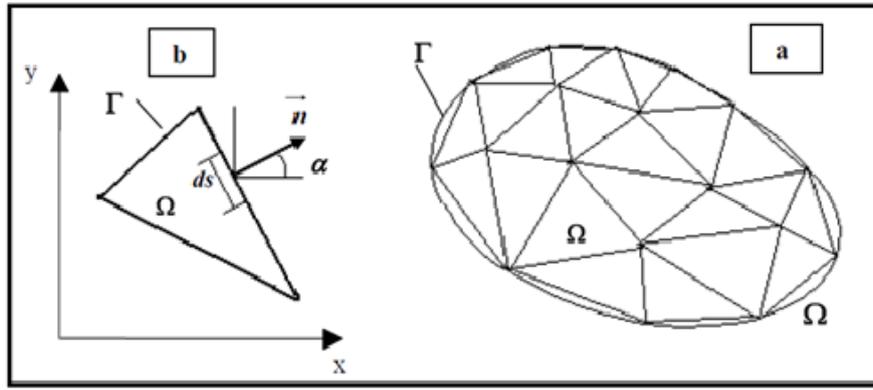


Figure II.3a, b: Discretisation d'un domaine irrégulier en éléments finis typiques.

En substituant les équations (II.17) et (II.18) dans l'équation (II.16) on obtient :

$$\begin{aligned} \iint_{\Omega} \frac{\rho C p}{\Delta t} T \cdot N_i \cdot d\Omega + \iint_{\Omega} \left[\frac{\partial N_i}{\partial x} (F_1) + \frac{\partial N_i}{\partial y} (F_2) \right] \cdot N_i \cdot d\Omega - \iint_{\Omega} \left(s + \frac{\rho C p}{\Delta t} T^0 \right) \cdot N_i \cdot d\Omega \\ - \oint_{\Gamma} N_i \cdot (n_x \cdot F_1) + (n_y \cdot F_2) ds = 0 \end{aligned} \quad \text{(II.20)}$$

Notant d'après (II.19) le flux :

$$q_n = n_x \cdot F_1 + n_y \cdot F_2 = K \left(\frac{\partial T}{\partial x} \frac{\partial x}{\partial n} \right) + K \left(\frac{\partial T}{\partial y} \frac{\partial y}{\partial n} \right) = K \cdot \frac{\partial T}{\partial n} \quad \text{(II.21)}$$

La forme variationnelle devient alors :

$$\iint_{\Omega} \frac{\rho C p}{\Delta t} T \cdot N_i \cdot d\Omega + \iint_{\Omega} \left[\frac{\partial N_i}{\partial x} (F_1) + \frac{\partial N_i}{\partial y} (F_2) \right] \cdot N_i \cdot d\Omega - \iint_{\Omega} \left(s + \frac{\rho C p}{\Delta t} T^0 \right) \cdot N_i \cdot d\Omega - \oint_{\Gamma} N_i \cdot q_n ds = 0 \quad \text{(II.22)}$$

Cette équation variationnelle forme la base du modèle d'éléments finis de l'équation (II.1b).

B.3.2 Formulation en éléments finis :

On suppose que T est approximée dans un domaine élémentaire (Ω_e) ayant ' n ' nœuds [Zie2000] par l'expression suivante :

$$T(x, y, t) = \sum_{j=1}^n N_j(x, y) T_j(t) = [N] \cdot \{T\} \quad (\text{II.23})$$

Où T_j sont les valeurs des températures inconnues aux nœuds considérés, telles qu'elles dépendent du temps t . N_j est la fonction d'interpolation au point (x_j, y_j) ayant la propriété :

$$N_j(x_i, y_i) = \delta_{ij}$$

Avec : δ_{ij} symbole de *Kronecker*.

Substituant l'équation (II.23) dans la forme variation elle (II.22) en tenant compte de la forme linéaire de la source S (c.à.d. l'équation II.8), on aboutit à [Aissani 2013] :

$$\sum_{j=1}^n \iint_{\Omega_e} \left(\frac{\rho \cdot C_p}{\Delta t} - S_p \right) T_j \cdot N_j \cdot N_i \cdot d\Omega + \sum_{j=1}^n \left\{ \iint_{\Omega_e} \left[\frac{\partial N_i}{\partial x} \left(\frac{\partial N_j}{\partial x} \right) + \frac{\partial N_i}{\partial y} \left(\frac{\partial N_j}{\partial y} \right) \right] \cdot K \cdot d\Omega \right\} T_j - \iint_{\Omega_e} \left(S_c + \frac{\rho C_p}{\Delta t} T^0 \right) \cdot N_i \cdot d\Omega - \oint_{\Gamma_e} N_i \cdot q_n \cdot dS = 0 \quad (\text{II.24})$$

Où : $i=1, \dots, n$ ($n = 4$ pour notre cas)

$$\sum_{j=1}^n K_{ij}^{(e)} T_j^{(e)} = F_i^{(e)}, \text{ s'écrit sous forme matricielle : } [K] \cdot \{T\} = \{F\}.$$

$$\left\{ K_{ij}^{(e)} = \iint_{\Omega_e} \left[\frac{\partial N_i}{\partial x} \left(\frac{\partial N_j}{\partial x} \right) + \frac{\partial N_i}{\partial y} \left(\frac{\partial N_j}{\partial y} \right) \right] \cdot K \cdot d\Omega + \iint_{\Omega_e} N_i \cdot N_j \left(\frac{\rho C_p}{\Delta t} - S_p \right) \cdot d\Omega \right. \quad (\text{II.25a})$$

$$\left. F_i^{(e)} = \iint_{\Omega_e} N_i \left(S_c + \frac{\rho C_p}{\Delta t} T^0 \right) \cdot d\Omega + \oint_{\Gamma_e} N_i \cdot q_n \cdot dS \right. \quad (\text{II.25b})$$

Où $K_{ij}^{(e)} = K_{ji}^{(e)}$ du fait de la symétrie de la matrice $[K]$ et le second terme de $F_i^{(e)}$ (équation II.25b) représente l'intégrale sur la frontière Γ_e .

Pour le calcul et la simulation en 2D aussi bien en 3D, le code Comsol Multiphysics®, basé sur cette méthode des éléments finis, a été utilisé et programmé.

PARTIE C : PRÉSENTATION DU CODE COMSOL MULTIPHYSICS® ET NOS PRINCIPALES ÉTAPES

C.1. Introduction

Comsol Multiphysics, 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, ainsi que multiple phénomènes physiques modélisées en EDP. 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 **multi-physiques**, particulièrement adapté à la micro-électronique. 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 flux de chaleur etc...

C.2. L'interface graphique (le navigateur de modèle) :

Au démarrage du logiciel, le navigateur de modèle apparaît. C'est lui qui permettra de créer une nouvelle page de simulation, vérifier les physiques et bien entendu d'obtenir de l'aide en choisissant **model wizard** dans la section **model** de la fenêtre **new**, Comsol nous demande par la suite de choisir la dimension de l'espace dans lequel nous voulons travailler, c'est la fenêtre **Select Space Dimension**.

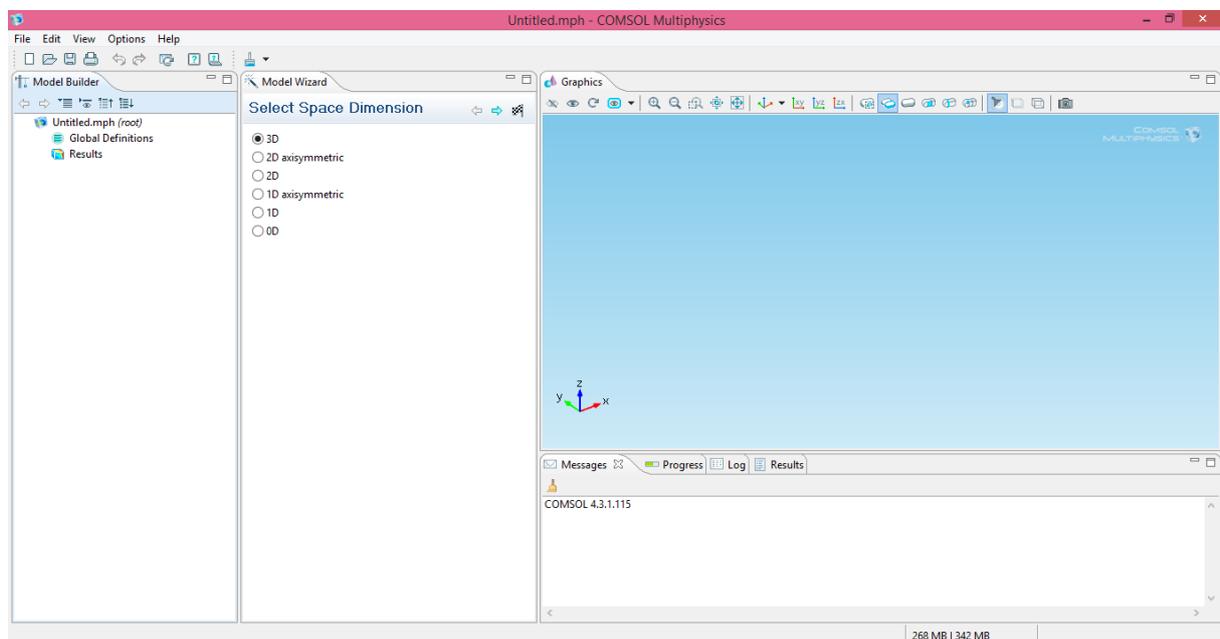


Figure II.4: Fenêtre principale de Comsolmultiphysics4.3a et la fenêtre *Select Space Dimension*.

Il nous reste de spécifier le ou les physiques dont nous voulons travailler avec. Comsol spécifie des modèles mathématiques appropriés à chaque physique. L'avantage ici c'est de pouvoir choisir plusieurs physiques, le logiciel se charge de faire le couplage entre eux. Nous pouvons proposer des variables pour chaque modèle, il est possible de choisir les propriétés du mode d'application et même la forme de l'équation, si non comsol le fait par défaut. Pour notre cas, nous avons choisis le module « *Heat transfer in solids* » avec une étude dépendante du temps « *Time Dependent* » comme le montre la figure ci-dessous (figure II.5a, b).

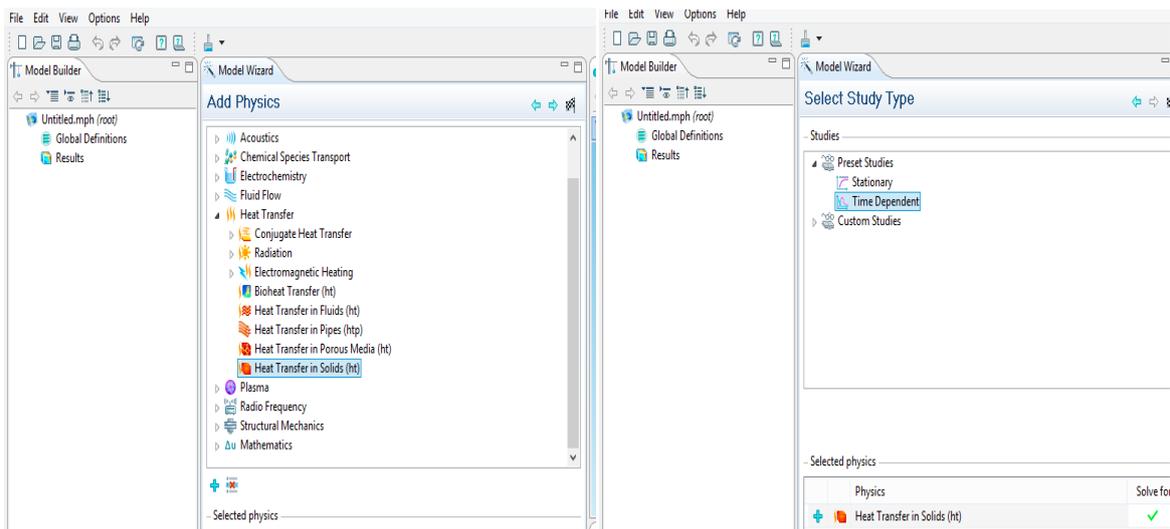


Figure II.5a,b: Fenêtre « Add Physics » et « Select Study » de Comsol Multiphysics.

C.3. Modélisation à l'aide du *Graphical User Interface* :

Lorsque le ou les modèles ont été choisis, l'écran général apparaît. Nous allons donc d'abord construire la géométrie du problème (rectangles, lignes brisées, ellipses).

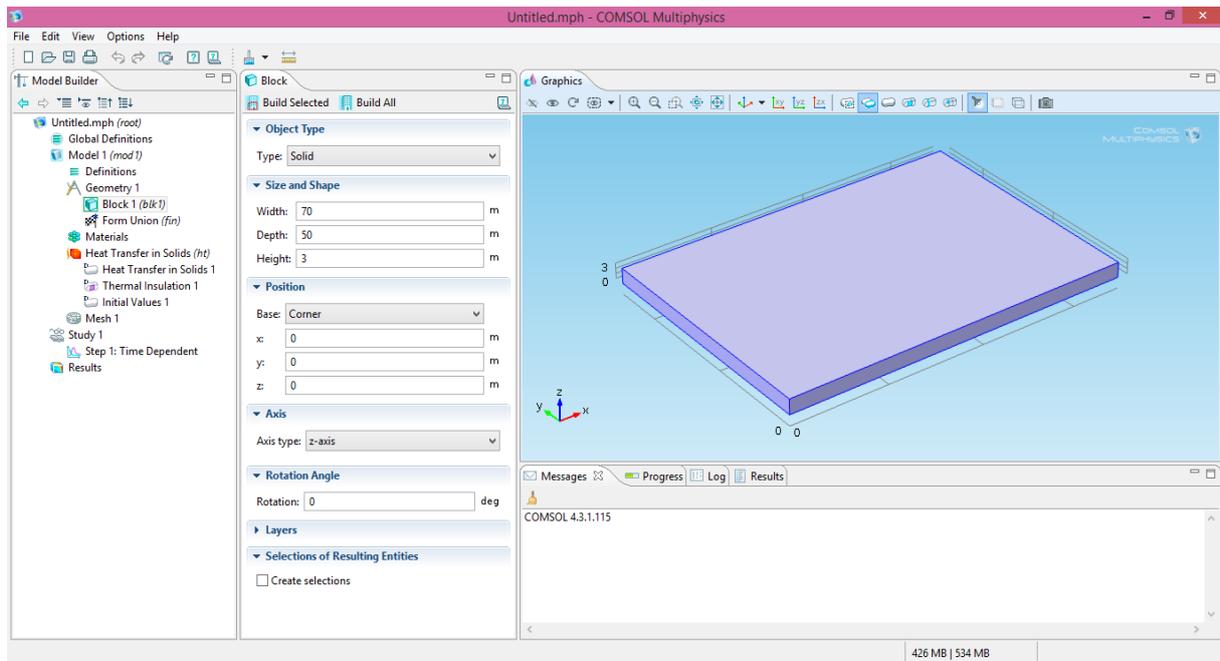
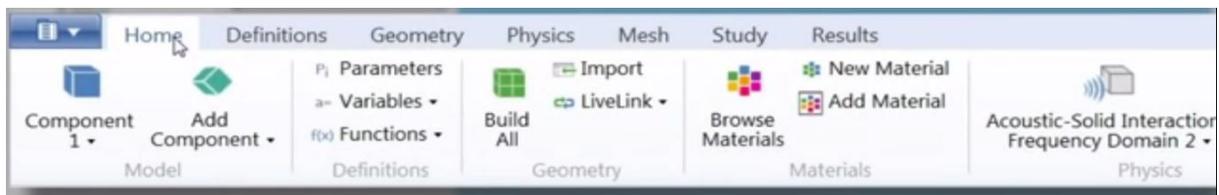


Figure II.6 Graphical User Interface de Comsol Multiphysics.

Afin d'établir des modèles dans Comsol Multiphysics nous devons suivre une certaine hiérarchie notamment pour créer un nouveau modèle, spécifier la physique, adapter des équations prédéfinies, modéliser la physique sur les géométries multiples, et même d'installer un modèle prédéfini avec ses : Équations, États de frontière et d'interface, Propriétés physiques, Conditions initiales ou configurer nos propres paramètres comme notre cas (la source thermique, les propriétés physiques,...).

1. L'onglet **Home** contient quelques fonctions basiques pour une simulation



Pour réaliser un model, COMSOL nous permet de réaliser un large choix de possibilité.

a) Variables et expressions

Ici par exemple nous pouvons entrer une valeur ou une expression directement dans le champ d'édition correspondant pour spécifier un coefficient ou certaine propriété d'un matériau. Une telle expression peut contenir:

- Valeurs numériques.
- Fonctions mathématiques et logiques.
- Coordonnées d'espace, le temps et les variables dépendantes ainsi que leurs dérivés.
- Variables du mode d'application, qui est prédéfinis spécifiquement pour chaque mode d'application.

b) Les constantes :

Nous pouvons définir des constantes et des variables qui simplifient la spécification du modèle ; les constantes sont globales, c'est à dire qu'elles sont les mêmes pour toutes les géométries et les sous-domaines. Elles peuvent dépendre d'autres constantes où de contenir des fonctions mathématiques des expressions et des variables de couplage.

c) Bibliothèque des coefficients/matériaux

La Bibliothèque des Matériaux est une base de données extensible avec des propriétés pour une large collection de coefficient et de propriétés physiques, mécaniques, thermiques et électromagnétiques regroupées selon le contexte dont le quel ils sont utilisés. Toute fois nous pouvons modifier ou bien ajouter d'autres coefficients. L'accès à cette bibliothèque est facile et nous pouvons transférer directement les propriétés à l'application du modèle ouvert.

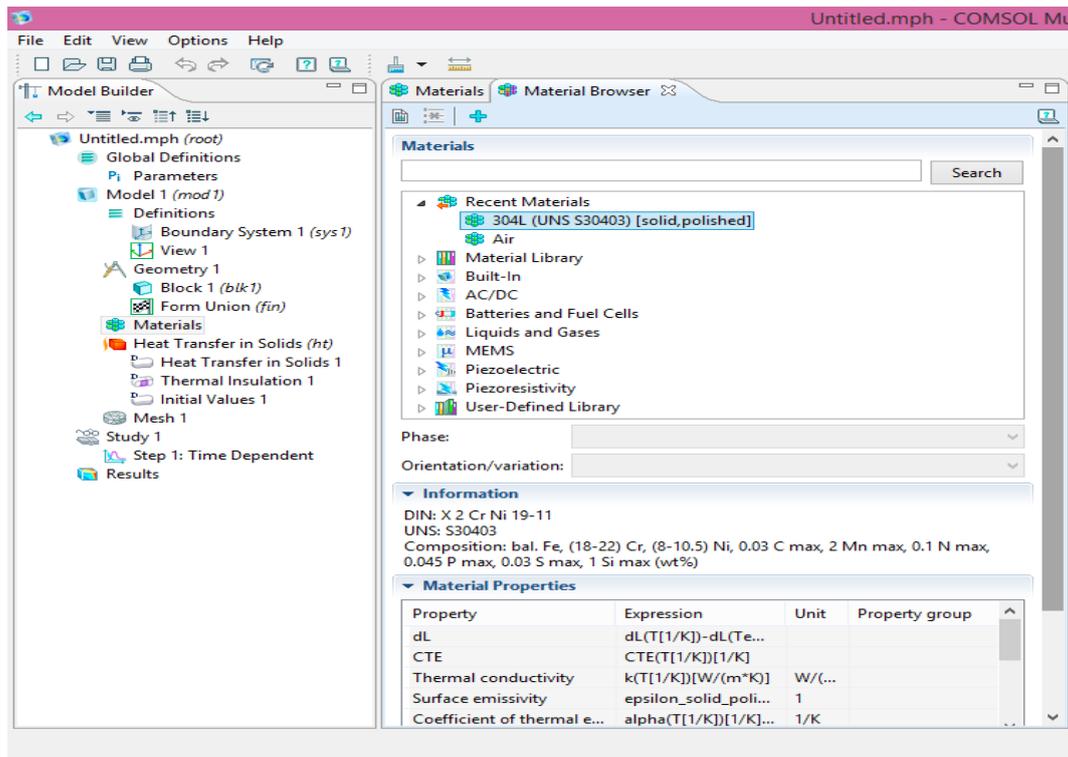


Figure II.7: fenêtre de la bibliothèque des coefficients /matériaux.

C.4.Création du maillage et adaptation des conditions aux limites

Un maillage est une partition du modèle de la géométrie en petites unités de formes simples. Nous pouvons créer un maillage libre dans Comsol Multiphysics en cliquant sur le bouton **Build Mesh** sur la barre d'outils principale. Il peut être utilisé sur tous types de géométrie. Il crée des maillages non structurés qui n'ont pas de restrictions en termes de distribution des éléments.

Lors de la création de mailles, le nombre d'éléments du maillage est déterminé par la forme de la géométrie et les paramètres de maille différents. Nous pouvons contrôler les paramètres de maille en ouvrant les **Paramètres de maille** et définir les paramètres de maille qui déterminent le type et la taille des éléments et la distribution des éléments dans la géométrie.

Il faut connaître plusieurs astuces pour pouvoir réaliser un maillage bien spécifique et non pas par défaut.

Les conditions aux limites jouent un rôle important dans la résolution du problème, donc il faut adapter, sélectionner ou programmer un choix ou plus, de tel sorte, qu'il soit bien adéquat au problème étudié. Sinon les résultats ne soient pas justes ou bien il n'aura pas de convergence lors la résolution.

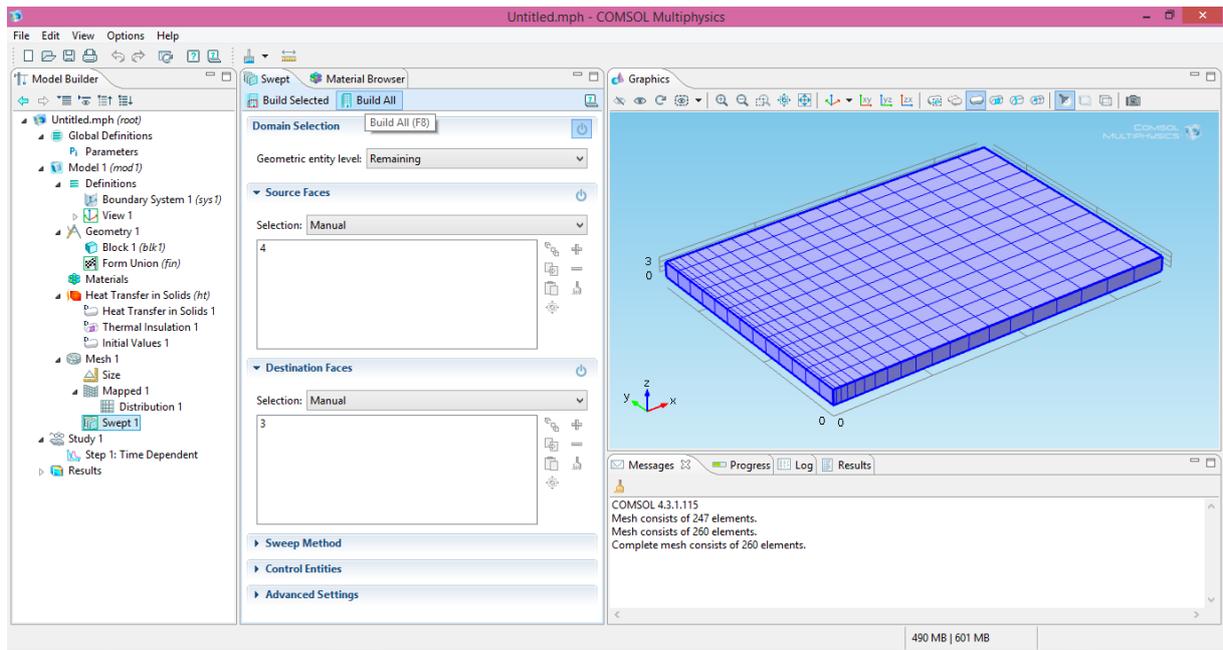


Figure II.8 : exemple de maillage dans une géométrie 3D.

C.5. Résolution du problème

Sélectionner le solveur et les options de résolution du problème, cela nécessite une expérience et plusieurs tests et une bonne réflexion pour aboutir aux premiers résultats acceptables. La figure suivante montre la fenêtre de sectionnement dans cette étape :

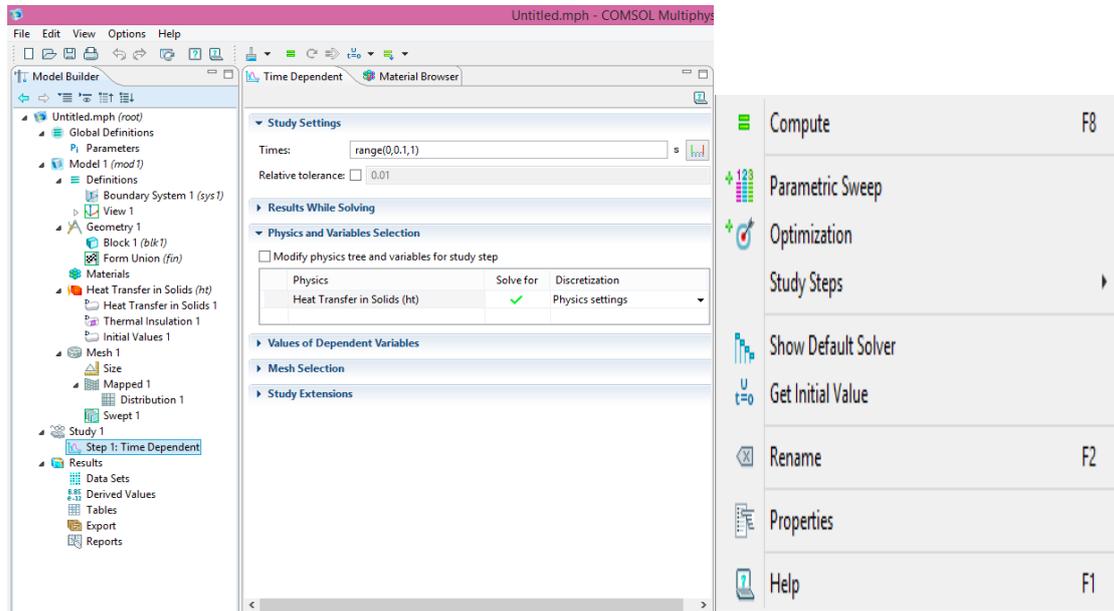


Figure II.9 : paramètres et le temps de l'étude en cours.

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

C.6. Visualiser les résultats

Quand nous résolvons un problème, il est utile de savoir ce qui vient après. Dans ce but, Comsol Multiphysics fournit une fenêtre de progression. Elle apparaît lors de la résolution d'un problème, ou en créant un rapport modèle. Au-dessous de la fenêtre de progression, nous pouvons voir ce qui se produit à l'heure actuelle avec l'évaluation du temps restant.

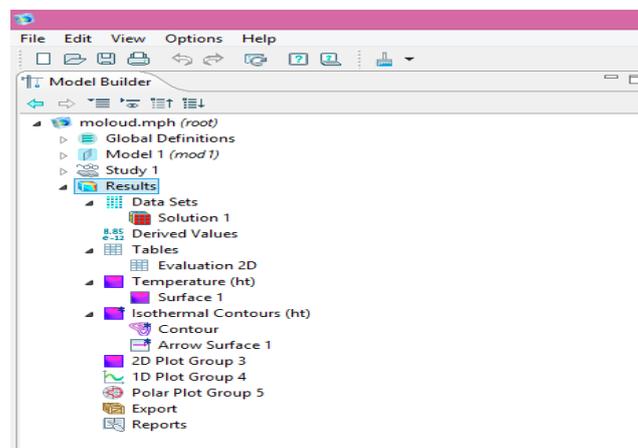


Figure II.10 : Exemple de fenêtre de sectionnement pour visualiser des résultats.

C.7 Nos brèves étapes de programmation sous COMSOL® :

- ✓ Création d'un bloc de 50*70mm pour le modèle 2D et 50*70*2mm pour le modèle 3D.
- ✓ Définir les caractéristiques thermiques du matériau désiré 9.
- ✓ Définir l'intensité et la trajectoire de la source de chaleur comme un flux de chaleur sur la surface supérieure du matériau.
- ✓ Réaliser le maillage de la géométrie avec des tailles variables.
- ✓ Les dimensions sont beaucoup plus petites autour de la trajectoire de la source pour une plus grande précision.
- ✓ Un maillage plus fin augmente le nombre total de mailles et par conséquent augmente le temps de simulation.
- ✓ Lancer la résolution.

C.8. CONCLUSION

Dans ce chapitre, nous avons expliqué et développé l'équation de chaleur avec la méthode des éléments fini (MEF) qui est la méthode de résolution utilisée par notre logiciel. Le rappel de méthode avec la quelle effectue le logiciel la résolution des problèmes, nous a permis de bien apprécier les avantages de cette méthode et nous a aidé à bien comprendre le fondement de la méthode et puis nous avons terminé par des explications sur le code COMSOL®avec les principales étapes de résolution.

CHAPITRE III

RESULTATS ET DISSCUTIONS

III.1 INTRODUCTION

Nous allons étudier dans ce chapitre, la distribution de la température transitoire bidimensionnelle et tridimensionnelle dans les tôles de matériaux tel que l'acier inoxydable 304L et l'alliage d'aluminium utilisés en mécanique et en aéronautique. On va supposer une source de chaleur circulaire en mouvement. Cela a été étudié numériquement en utilisant COMSOL[®] Multiphysics 4.3a.

III.2 RESULTATS OBTENUS POUR L'ACIER INOXYDABLE

Les simulations numériques sont faites avec les données du matériau Acier 304L (propriétés thermiques et physiques dépendant de la température) et les paramètres de soudage expérimental donnés ultérieurement. Ces simulations permettent de suivre l'évolution de la température aux endroits désirés des tôles à souder. Le champ de température à chaque instant et les cycles thermiques sont déterminés. On déduit ainsi l'étendue des zones à risque (ZAT et ZF) selon les différentes méthodes menées.

III.2.1. Calcul bidimensionnel (2D) :

Les tôles d'acier à souder étant minces, on peut effectuer donc un calcul bidimensionnel. Le modèle du bain de fusion considéré est de forme circulaire et la distribution du flux de chaleur est de forme Gaussienne. Les paramètres géométriques de ce modèle sont: $R_c=5\text{mm}$.

1. Effet du changement de maillage sur la convergence des résultats :

Les dimensions des tôles sont $50 \times 70\text{mm}$ et les principaux paramètres sont : $I = 35\text{ A}$, $U=10\text{ Volts}$, $\eta=0.6$ et la vitesse du soudage est $v=1(\text{mm/s})$ [Aissani 2013].

La simulation par la méthode des éléments finis induit des champs d'évolution discontinus de la fonction résultat inconnue. Les résultats évoluent donc en fonction du maillage adopté et convergent vers la solution exacte. Nous avons effectué dans notre cas plusieurs maillages afin d'obtenir celui le plus adapté à notre modèle de calcul.

Différentes subdivisions du domaine en 2D (n_x et n_y) ont été utilisées pour étudier la convergence des résultats, le pas du temps de soudage dt utilisé dépend de la subdivision n_y . Pour obtenir une solution plus proche de la réalité, il est nécessaire d'affiner suffisamment le maillage des zones de fort gradient thermique. Nous avons donc utilisé une variable R_p qui représente le rapport entre la taille d'un élément de la frontière gauche (sur l'axe X) et celui de l'autre frontière liée à la ligne de soudage. Le type d'éléments finis utilisé est quadrangulaire.

Traditionnellement, lors des simulations éléments finis, un maillage raffiné fournit des résultats plus précis et d'un autre côté, plus le maillage est important, plus le temps de calcul est long.

Voici les principales étapes à suivre afin d'avoir une convergence rapide du maillage:

- ✓ Création d'un maillage en utilisant un nombre raisonnable d'éléments, puis lancer l'analyse du modèle.
- ✓ Recréer le maillage en augmentant la densité de maillage, le recalculer, comparer les résultats avec le premier calcul.
- ✓ Continuer à augmenter la densité de maillage, ré-analyser le modèle ; puis vérifier que les résultats convergent de manière satisfaisante, (de tel sorte que la nouvelle solution ne change pas beaucoup par rapport la précédente, ordre d'épsilon).

Ce type d'étude de convergence de maillage peut nous permettre d'avoir une solution précise, avec un maillage suffisamment dense.

Pour une faible taille du maillage (jusqu'à $n_y=40$), la solution présente des fluctuations et les résultats sont imprécis à cause du pas de temps assez grand par rapport aux caractéristiques du phénomène thermique. Pour n_y comprise entre 50 et moins de 200, les résultats sont sans fluctuations et présentent une bonne courbure de l'évolution des maxima de températures, les maillages utilisés dans ces cas sont acceptables. A partir de la valeur 200 pour n_y , la solution oscille et diverge.

Le pas de temps dt devient inférieur à une valeur critique ($dt < 2/25 \approx 0.08s$) en dessous de laquelle la convergence n'est plus assurée dans le cas de notre configuration. Le meilleur compromis est donc un nombre d'élément 65 avec un rapport $R_p=20$).

Concernant le temps du calcul, il passe de quelques minutes pour les maillages de faibles tailles à des dizaines de minutes pour des tailles plus grandes.

2. Résultats retenues :

Le maillage final considéré est représenté sur la figure III.1 ci-dessous. Ce maillage est composé de 8320 mailles et comporte 9436 nœuds. Le rayon optimisé de la source de chaleur est: $R_c=5mm$. Le maillage présente une diminution de la taille des éléments finis le long de l'axe X jusqu'à la ligne de soudage.

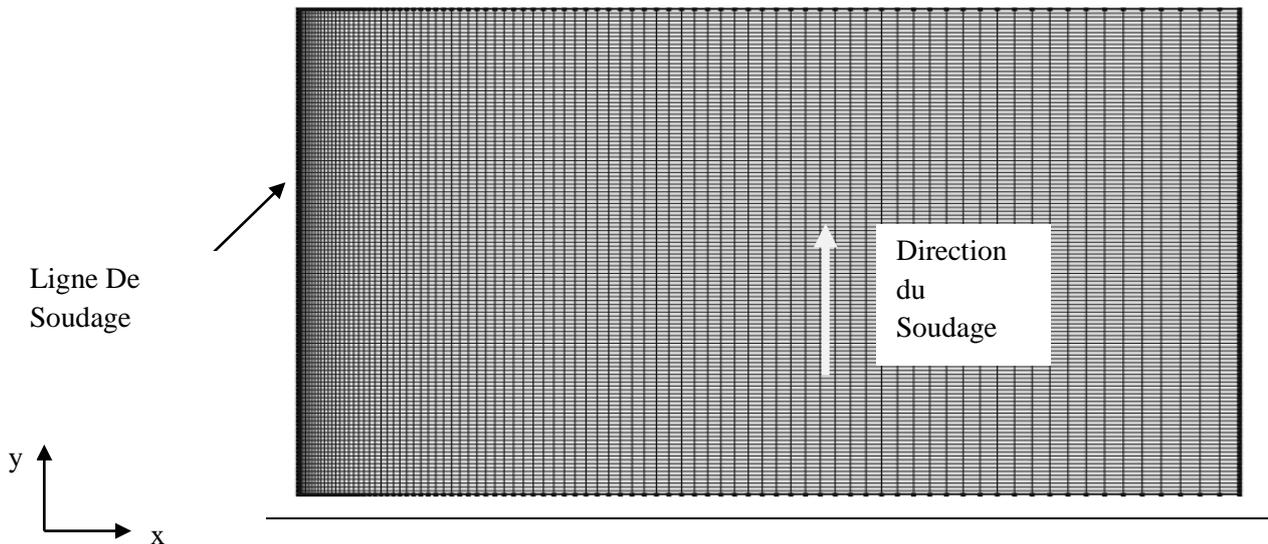


Figure III.1 : Représentation du maillage de calcul.

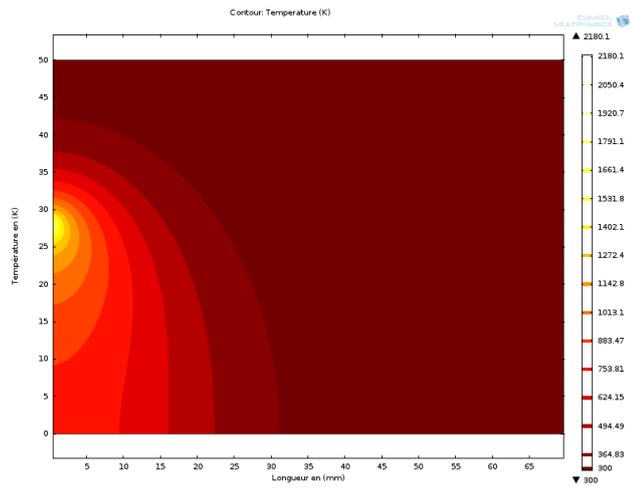
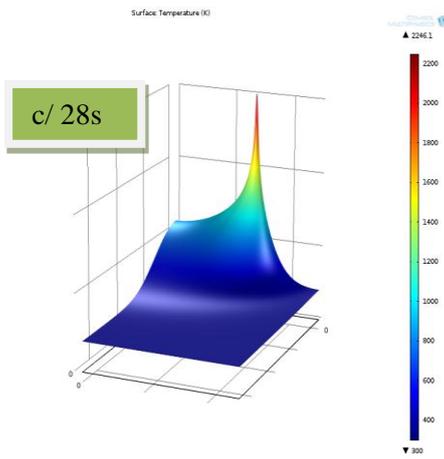
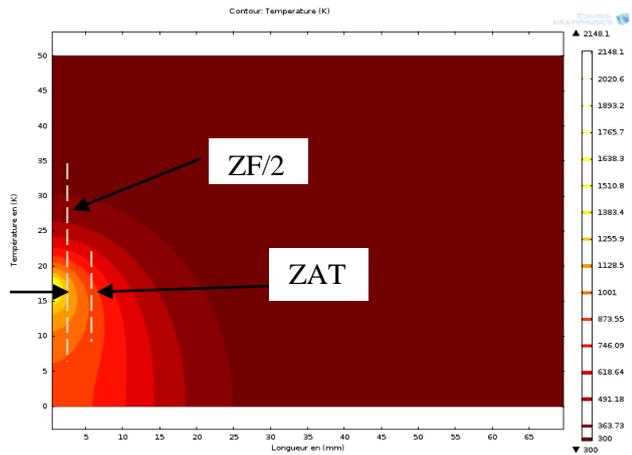
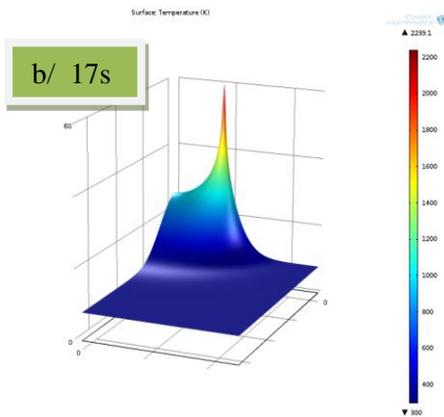
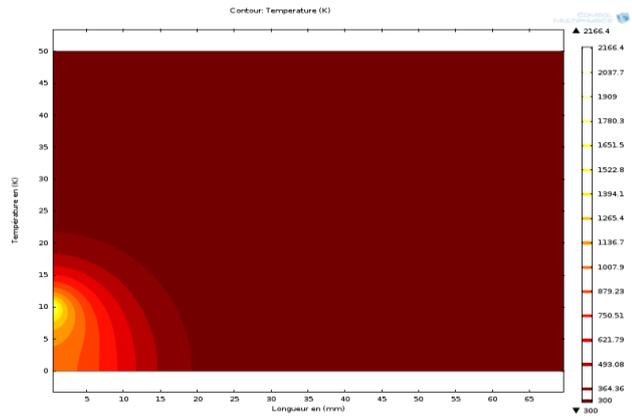
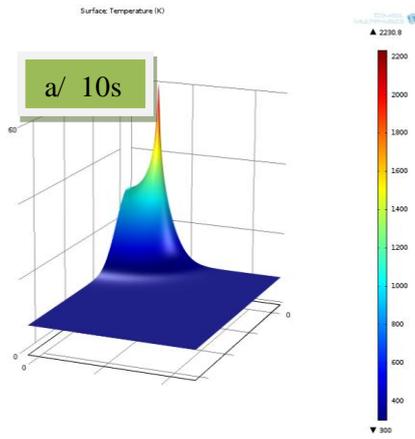
2. a. *Champs thermiques et Contours isothermes:*

Les figures III.2a,b,c,d montrent les contours isothermes et les champs des températures représentant la répartition de température le long d'une des tôles assemblées, aux instants ($t=10s$, $17s$, $t=28s$ et $40s$). Ces champs thermiques montrent l'évolution de la température au cours du soudage et retracent la trajectoire de la source de chaleur. Les températures maximales sont presque les mêmes.

On remarque que les régions proches de la source de chaleur sont soumises à des gradients de température très élevés et la température au centre de la source de chaleur paraît nettement supérieure à 2100 K; supérieure d'environ 23% à la température de fusion. Ce qui est compatible avec la bibliographie.

Les lignes des isothermes sont beaucoup plus denses en amont qu'en aval de la source de chaleur, car la diffusion de chaleur et le déplacement de la source ont le même sens en amont mais opposé en aval de la source.

Les étendues de la zone fondue (ZF) et de la zone affectée thermiquement (ZAT) peuvent être déterminées à partir de la répartition de température ; elles sont respectivement délimitées par leur température de fusion (en jaune sur la figure III.2/b celle des contours isothermes, $T_f \approx 1700 \text{ K}$) et celle de modification métallurgique (en orange sur la figure, $T_m \approx 990 \text{ K}$). On en déduit que l'étendue de la ZAT est d'environ **5mm** et la ZF a une valeur approximative de **3.2 à 3.8mm**, qui sont des valeurs très proches de la réalité.



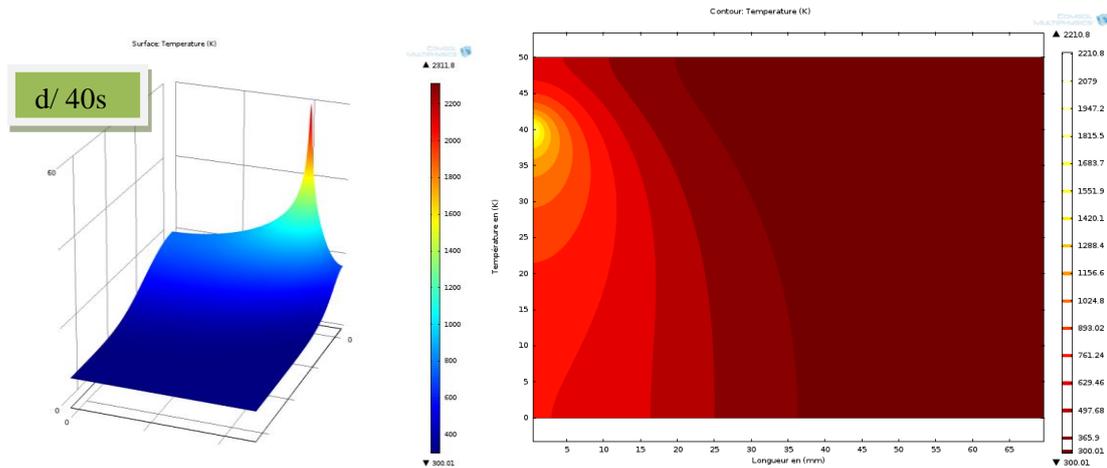


Figure III.2a, b, c, d : Champs thermiques et lignes isothermes: a/ $t=10s$, b/ $t=17s$, c/ $t=28s$ et d/ $t=40s$.

2. b. Cycles thermiques :

Les relevés de température aux points A1 jusqu'à A7 en fonction du temps, sont représentés à la figure III.3. On constate que l'allure globale des courbes est la même pour ces points. La température augmente rapidement en passant par un maximum, puis un refroidissement plus ou moins long au fil du temps.

On remarque aussi une baisse de température soudaine dans tous les derniers cycles à partir de l'instant $t=50s$ et bien visible sur le cycle du point A7. Cela est dû à l'absence de la source de chaleur (fin du soudage).

Sur la figure III.4, on remarque que le maximum présenté par les courbes a la forme d'un pic fin aux abords de la ligne de soudage et qui s'émousse [Aissani 2013] (jusqu'à presque disparaître) et décroît au fur et à mesure que la position des points s'éloigne de cette ligne de soudage comme le représente la figure III.4 avec les points B1, B2 et B3.

On constate aussi que la position sur l'échelle du temps des maxima des courbes de température (obtenues par les points A1 à A7 de la figure III.3) est en fonction des coordonnées de points de relever sur la tôle soudée (abscisse et ordonnée) ; donc fonction de la vitesse de diffusion et de la quantité de la chaleur reçue de la source de soudage.

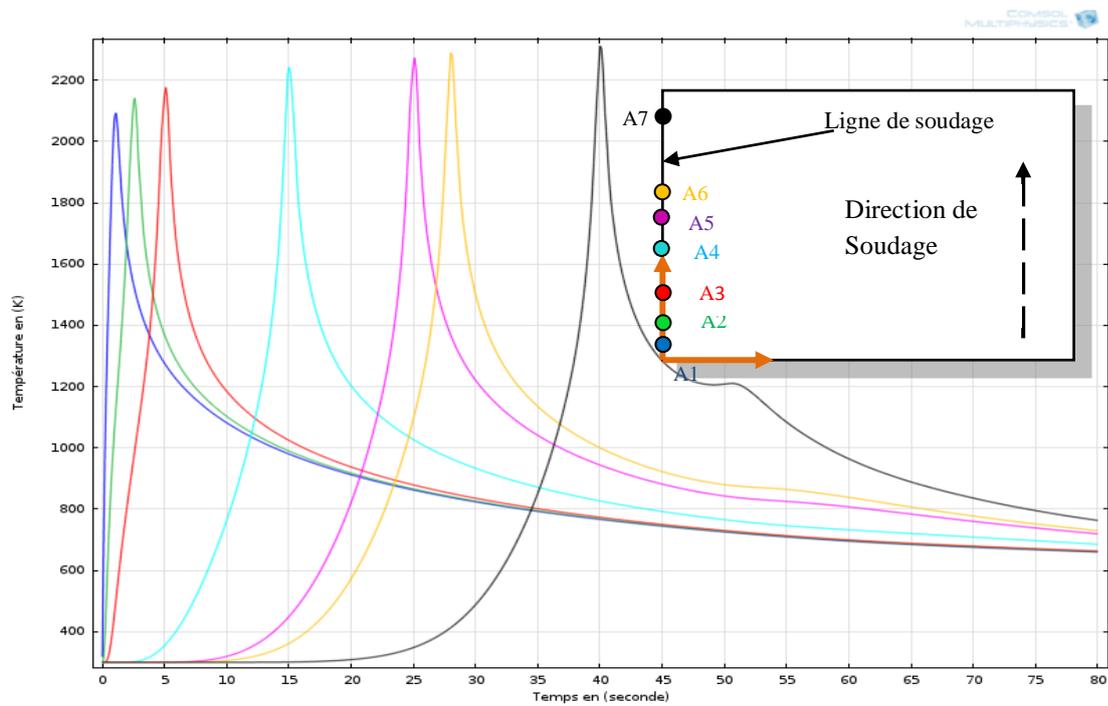


Figure III.3 : Cycles thermiques des points situés sur et le long du cordon de soudure.

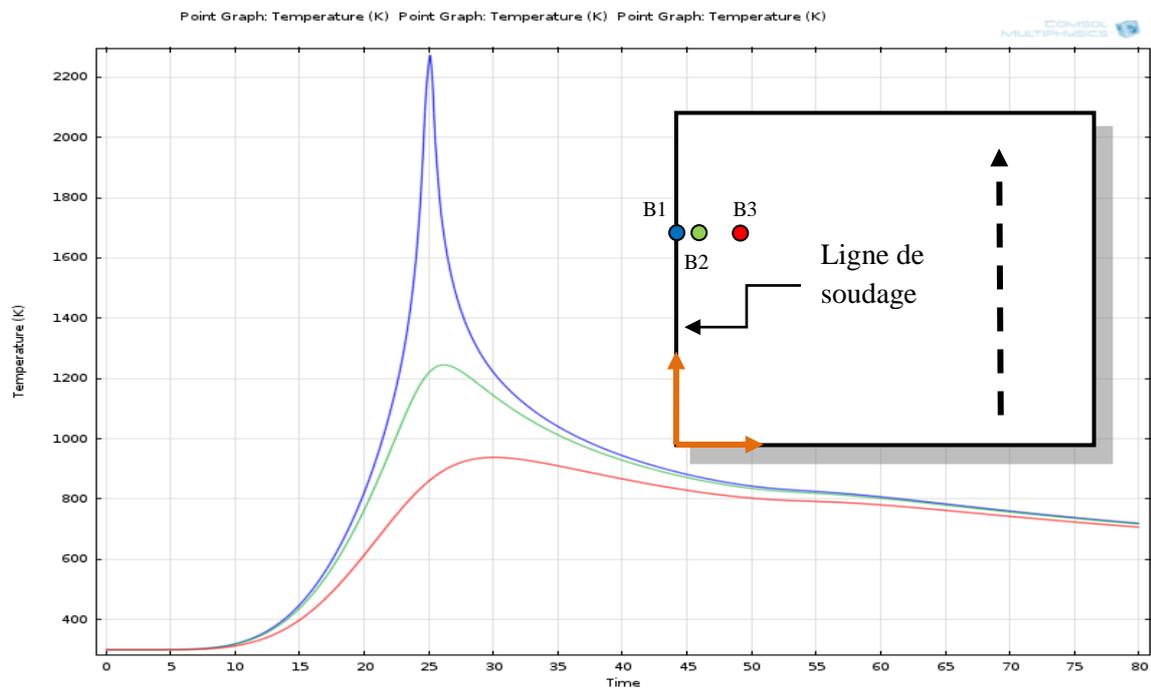


Figure III.4 : Cycles thermiques des points situés parallèlement à l'axe des abscisses en partant du cordon de soudure.

III.2.2. Calcul Tridimensionnel (3D) :

La simulation tridimensionnelle est plus réaliste. Elle permet de surmonter quelques hypothèses du calcul 2D et de se rapprocher au mieux de la réalité des phénomènes physiques.

Le maillage utilisé par la suite (figure III.5), comporte 17160 éléments avec 156800 degrés de libertés et avec un rapport R_p de l'ordre de 20. Le rayon critique choisis est $R_c=6\text{mm}$. Le temps de calcul sur un micro-ordinateur personnel (i3) est de l'ordre de 28mn et 56sec.

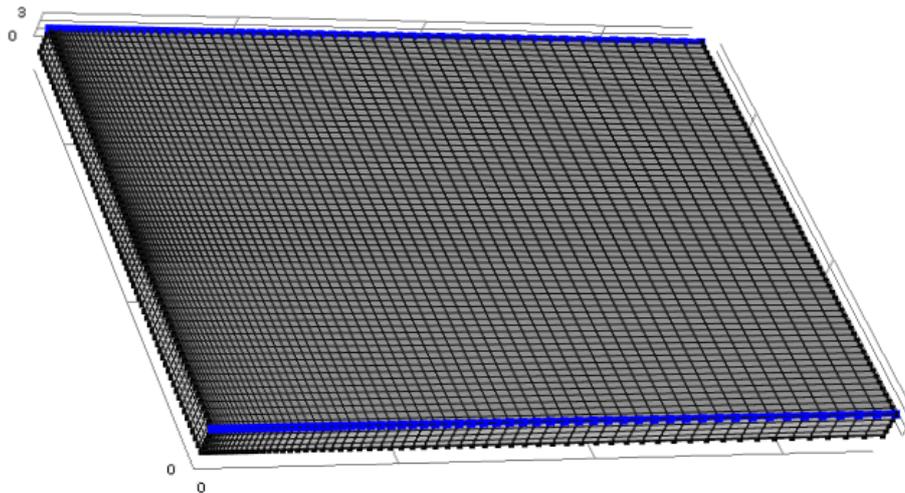
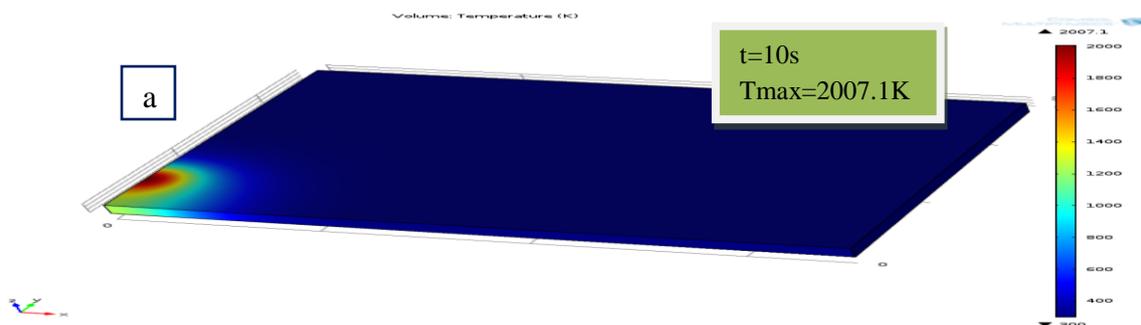


Figure III.5 : Maillage du calcul 3D.

1. Champs thermiques et contours isothermes :

Les figures III.6a,b,c,d,e représentent la répartition de la température par les champs thermiques et les contours isothermes (cartographiques thermique) sur l'une des tôles assemblées, aux instants $t=10\text{s}$, $t=17\text{s}$, $t=28\text{s}$, $t=32\text{s}$, $t=41\text{s}$. Ces champs thermiques montrent l'évolution de la température au cours du soudage et retracent la trajectoire de la source de chaleur.

Les résultats obtenus sont comparables à ceux obtenus par le calcul 2D (figures III.2) sauf que les températures maximales sont légèrement supérieures.



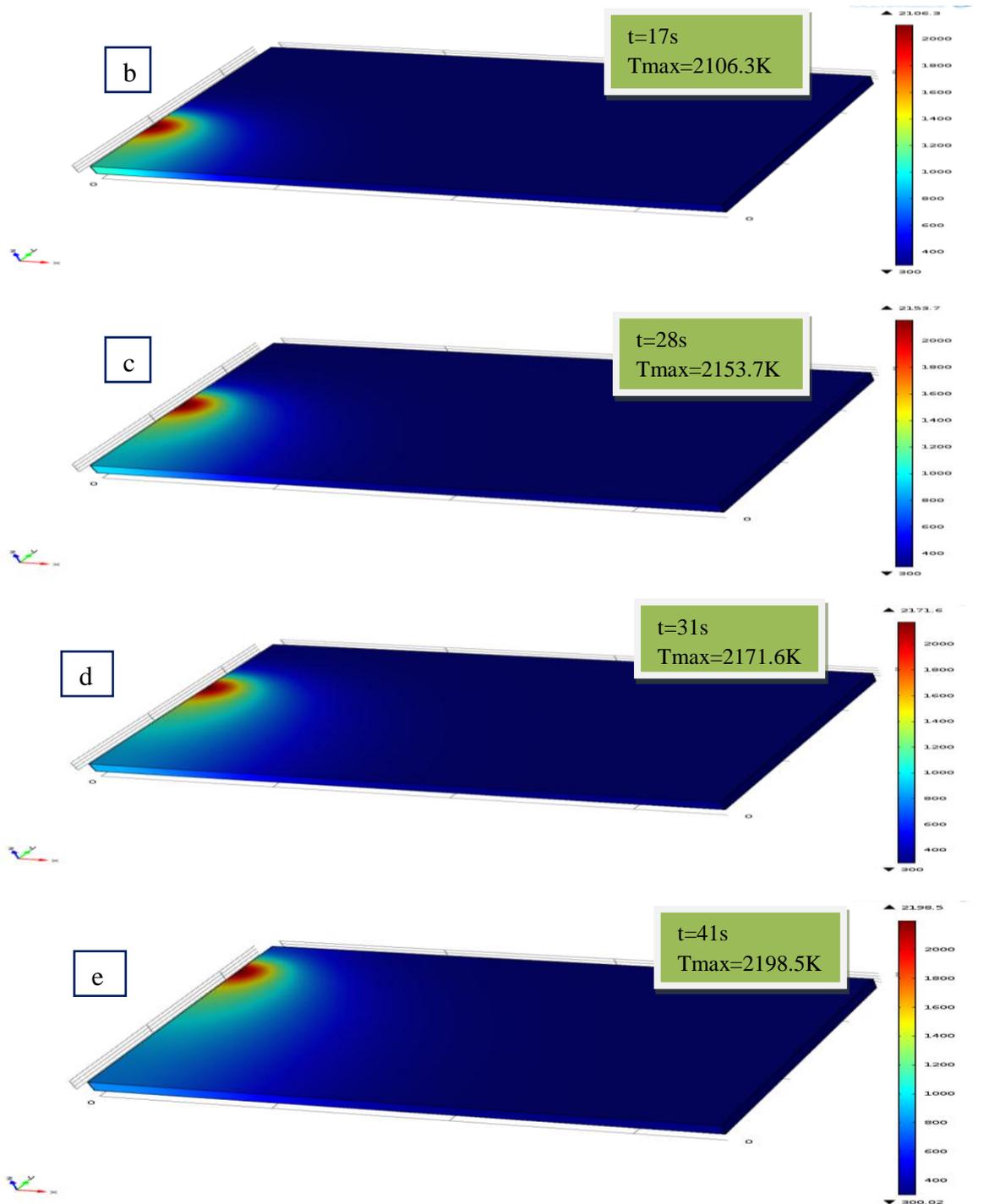


Figure III.6a,b,c,d et e : Champs thermiques et lignes isothermes à différents instants ;
a/ $t=10s$, b/ $t=17s$, c/ $t=28s$, d/ $t=32s$, et e/ $t=41s$.

2. Les étendues des zones à risque (la ZF et la ZAT) :

Les étendues de la zone fondue (ZF) et de la zone affectée thermiquement (ZAT) sont déduites de la distribution de la température et les coordonnées des nœuds du maillage. Elles sont respectivement de l'ordre de $2.3 \times 2 = \mathbf{4.6mm}$ et de $7.4 - 2.3 = \mathbf{5.1mm}$. Ces valeurs sont très proches de celles obtenues par le calcul précédent.

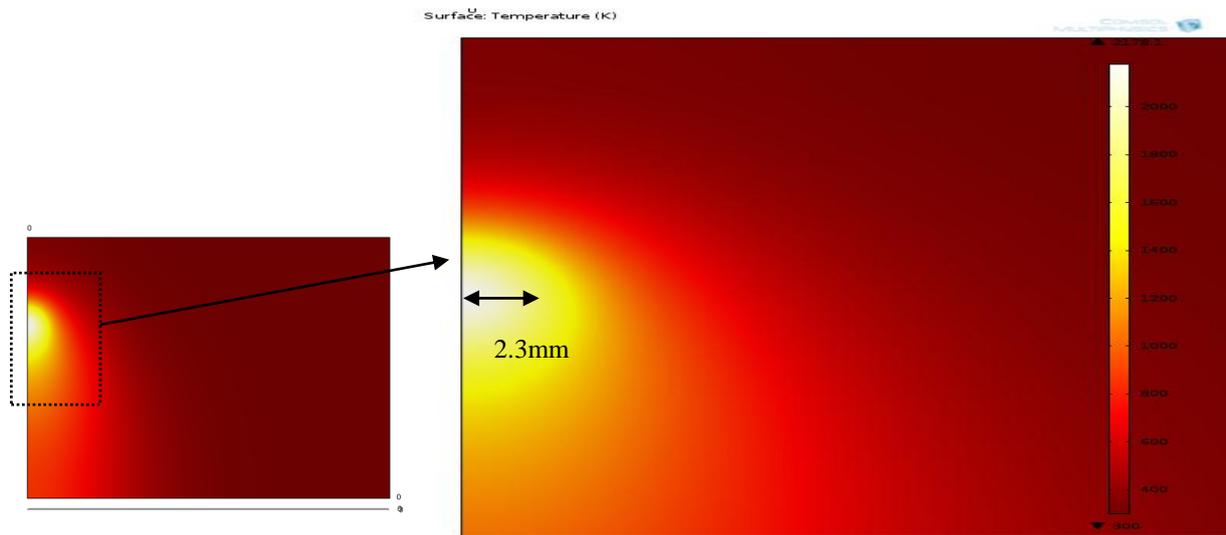
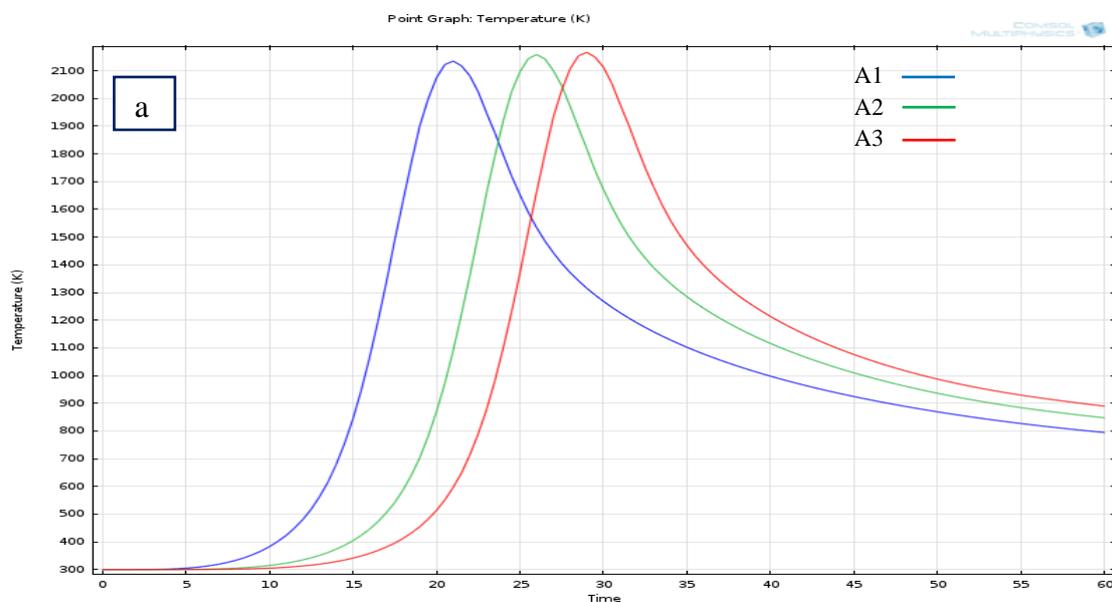


Figure III.7 : Zoom sur la forme de la zone fondue ZF.

3. Cycles thermiques et comparaison

La figure III.8a montre les cycles thermiques obtenus par les calculs en éléments finis 3D pour les points A1, A2 et A3 ; On constate comme auparavant, que les maxima des températures sont les mêmes, et que les cycles ont une phase d'échauffement très rapide vers des températures maximales et puis une phase de refroidissement relativement rapide qui décroît avec le temps.



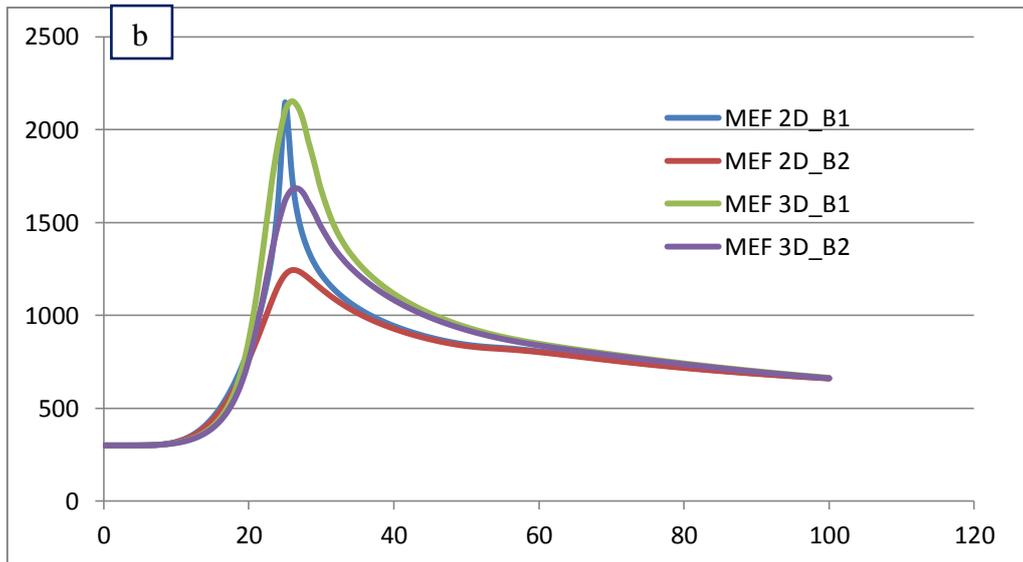


Figure III.8a,b : a/ Cycles thermiques des thermocouples A1, A2 et A3 ;
b/ comparaison avec le calcul 2D des points B1 et B2.

Les cycles thermiques aux points B1 et B2 obtenus par le calcul de simulation en 2D et 3D sont représentés sur la figure III.8b. La différence remarquée est liée aux hypothèses utilisées par chaque modèle numérique. Malgré cette simulation en 2D a l'énorme avantage de diminuer la taille du problème, elle n'a pas la même précision qu'une simulation en tridimensionnelle (3D). Les courbes nous montrent le gain obtenu par la simulation 3D par rapport au 2D.

III.4 RESULTATS OBTENUS POUR L'ALLIAGE D'ALUMINIUM 2024 :

Nous avons résolu ce problème thermique de la même façon que le précédent. Rappelant que les principaux paramètres de soudage sont : $I = 36$ A, $U = 15$ Volts, $\eta = 0.65$ et $v = 1$ mm/s. Le modèle du bain de fusion considéré est de forme *circulaire avec un rayon critique qui varie selon le type de la simulation*, avec une distribution de forme *Gaussienne*.

III.4.1. Calcul bidimensionnel (2D) :

1. Effet du changement de maillage sur la convergence des résultats

Nous avons suivi la même procédure que celle de l'acier inoxydable. La taille du maillage et les paramètres géométriques de la source de chaleur ont été modifiés de manière à étudier la convergence des calculs et obtenir le maillage idéal pour ce type de matériau.

Durant notre étude du maillage on a remarqué qu'en diminuant la section (rayon critique) de la source on obtient des courbes de maxima qui convergent vers la température de fusion de cet alliage qui est environ de (933K).

Les paramètres adoptés sont ceux qui donnent la meilleure approximation des courbes expérimentales [Aissani 2013] et des maxima qui sont légèrement supérieures à 1000 K.

2. Résultats retenues :

Le maillage final considéré est représenté sur la figure III.9. Ce maillage est composé de 5110 éléments avec 20727 degrés de libertés. Le rayon optimisé de la source de chaleur est : $R_c=3\text{mm}$. Il est similaire à celui utilisé pour l'acier, où il présente une diminution de la taille des éléments finis le long de l'axe X jusqu'à la ligne de soudage avec un rapport $R_p=30$.

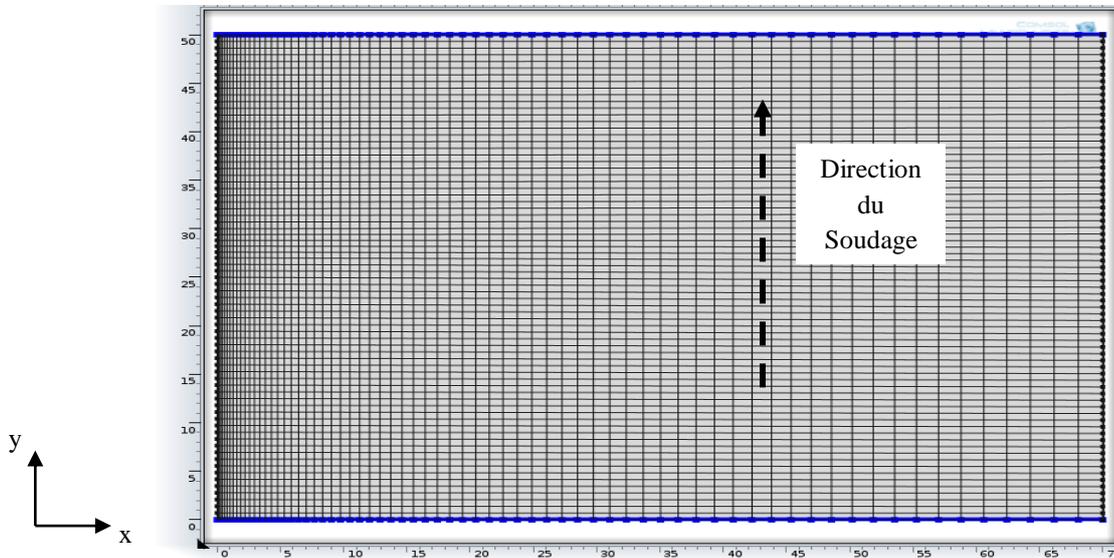


Figure III.9 : Maillage de calcul pour l'alliage d'aluminium 2024.

2. a Champs thermiques et Contours isothermes:

Les figures III.10a,b montrent la répartition de la température par les champs thermiques et par les contours isothermes aux instants $t=14.5\text{s}$ et $t=28.5\text{s}$. On remarque que les lignes isothermes obtenues par MEF sont élargies, cela est dû aux propriétés du matériau utilisé et par le code Comsol.

On constate que les températures maximales dépassent à peine les 1000K avec des valeurs très proches. La répartition de température obtenue est similaire pour le cas de l'acier. Les lignes des isothermes sont beaucoup plus denses en amont qu'en aval de la source de chaleur, car la diffusion de chaleur et le déplacement de la source ont le même sens et direction en amont tandis qu'ils sont opposés en aval. Les étendues de la ZF et de la ZAT sont déduites à partir de ces résultats.

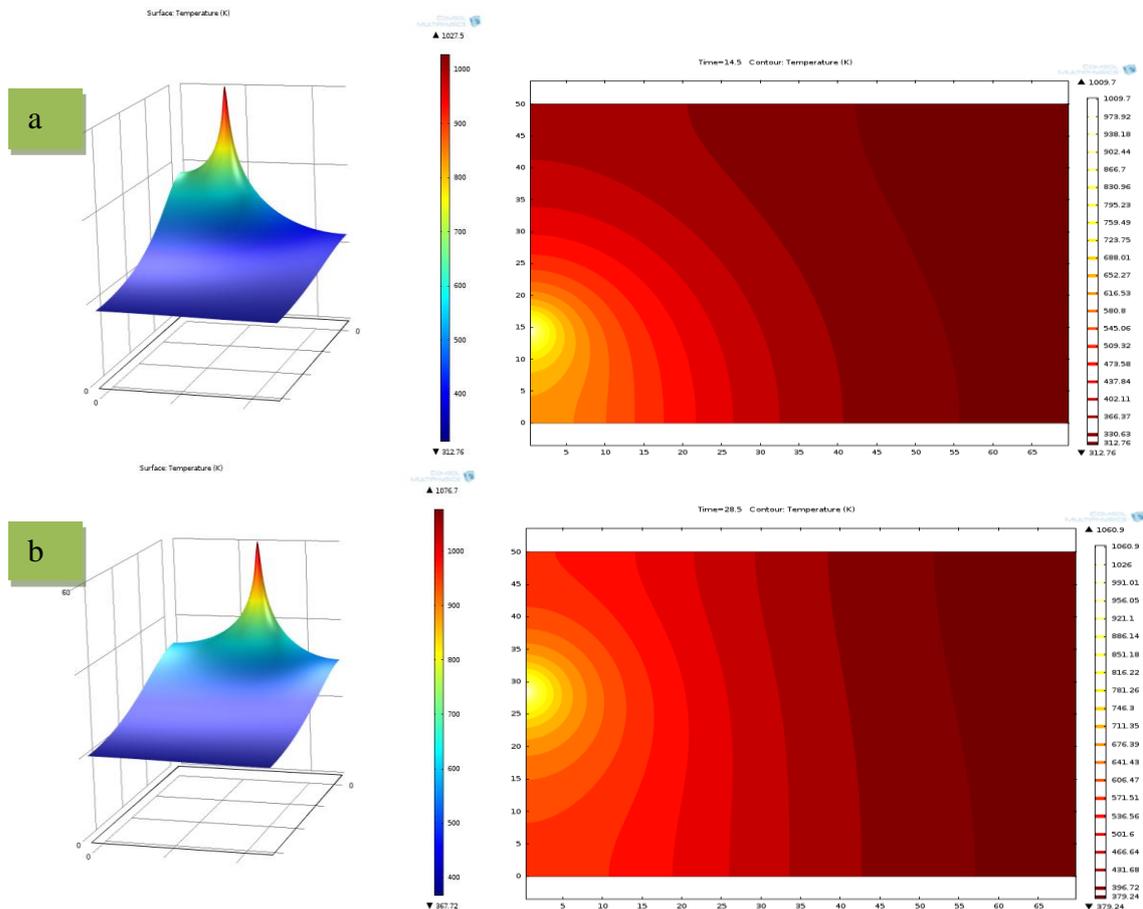


Figure III.10a,b : Champs thermiques et lignes isothermes a/ $t=40s$ et b/ $t=77s$.

On peut déterminer à partir de la figure III.10 l'étendue de la zone fondue (délimitée par la température de fusion $933K$) et la zone affectée thermiquement (jusqu'à $\approx 300^{\circ}C$ - ZAT570). La largeur de la ZF est de l'ordre de $2 \times 2 = 4mm$ et sa longueur est d'environ **8.5mm**. Tandis que la largeur mesurée expérimentalement est d'environ 4.5 à 5mm. L'étendue de ZAT (de $300^{\circ}C$) est d'environ $16-2=14mm$.

2. b Cycles thermiques :

La figure III.11 montre les cycles thermiques obtenus numériquement et en fonction du temps aux points C1, C2 et C3 implantés le long de la ligne de soudage (cordon de soudure). On constate que l'allure globale des courbes est la même pour les trois cycles. La température augmente rapidement en passant par un maximum puis diminue plus ou moins lentement au fil du temps. Les trois courbes divergent vers une même température et continuent ainsi jusqu'à atteindre la température ambiante ($T_{ext}=300K$).

Ces cycles nous informent sur les valeurs maximales de la température atteinte au centre de la source qui est difficile à mesurer expérimentalement.

Les cycles des points D1, D2 et D3 ayant les mêmes ordonnées sont implantés parallèlement aux abscisses en partant de la ligne de soudage comme représenté dans la figure III.12. On

constate que la température décroît au fur et à mesure que la position des points s'éloigne de cette ligne de soudage. On remarque aussi que Les températures maximales enregistrées se situent dans l'intervalle des températures de la ZAT et la ZF, la température diminue rapidement après la fin de soudage.

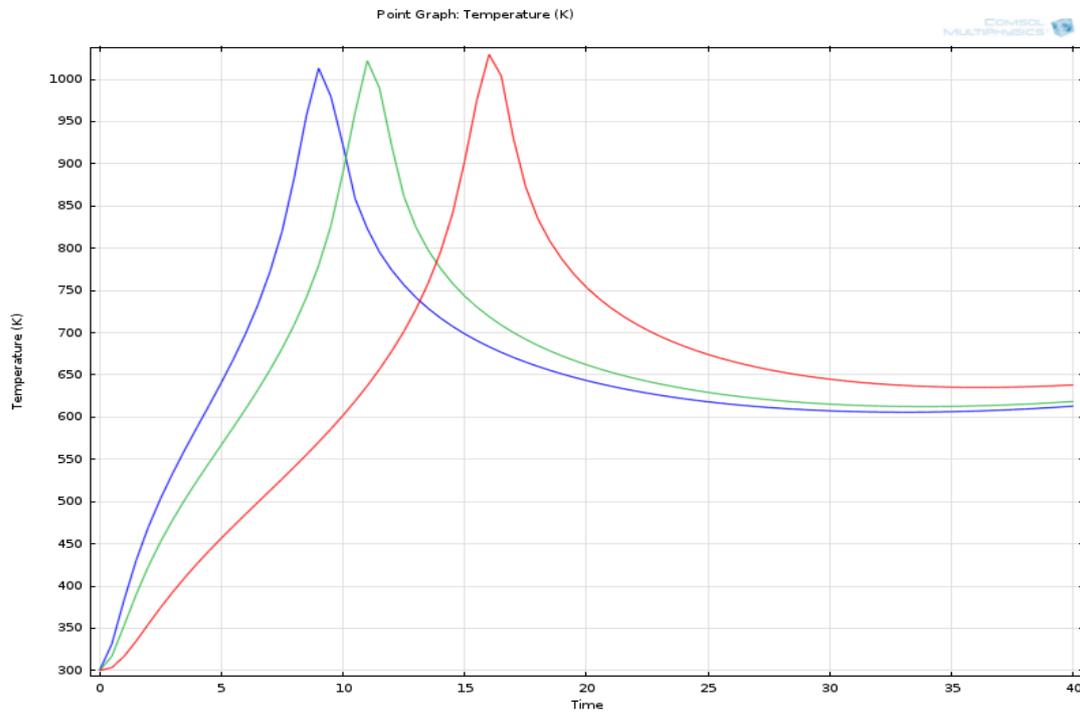


Figure III.11 : Cycles thermiques des points implantés le long de la ligne de soudage.

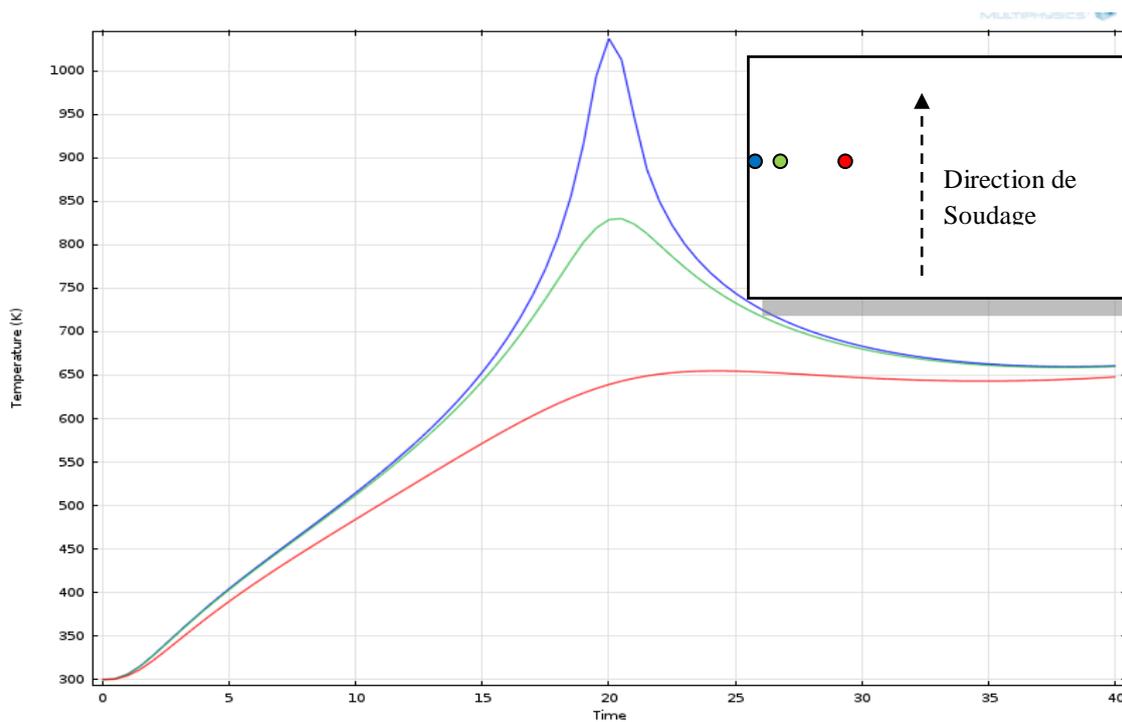


Figure III.12 : Cycles thermiques des points implantés parallèlement aux abscisses en partant du cordon de soudure.

III.4.2. Calcul Tridimensionnel (3D)

La figure III.13 montre le maillage choisis pour le cas 3D de l'aluminium 2024, ce maillage comporte 6240 éléments avec 63595 degrés de libertés et avec un rapport Rp de l'ordre de 25. Le rayon critique du modèle source de chaleur choisis est $R_c=5.1\text{mm}$. Le temps de calcul est de l'ordre de 14min et 23sec.

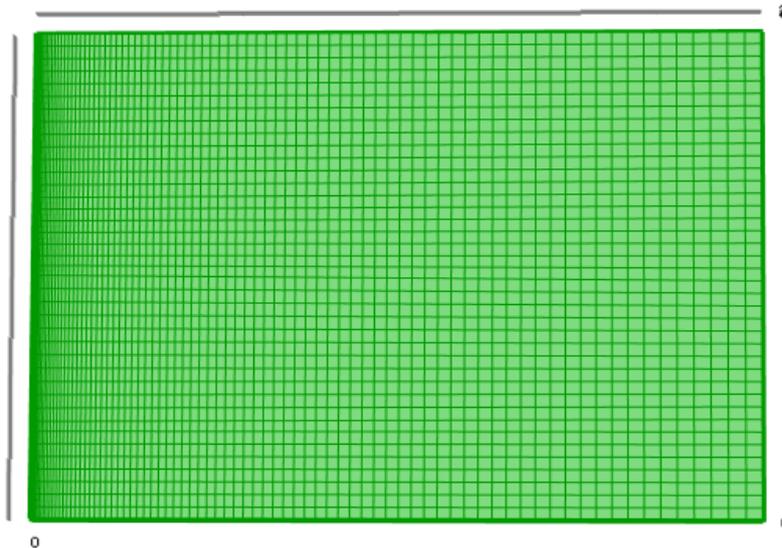
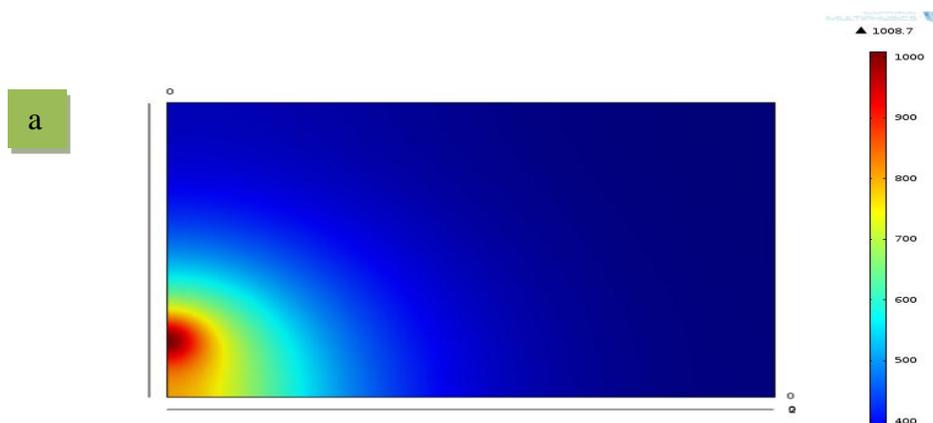


Figure III.13 : Maillage du calcul 3D.

1. Champs thermiques et contours isothermes

Les figures III.14a,b et c représentent la répartition de la température par les champs thermiques et les contours isothermes sur l'une des tôles assemblées, aux instants $t=10\text{s}$, $t=19.5\text{s}$, $t=33\text{s}$. Ces champs thermiques montrent l'évolution de la température au cours du soudage et retracent la trajectoire de la source de chaleur.

Les résultats obtenus sont comparables à ceux obtenus par le calcul 2D (figures III.10) sauf que les températures maximales sont légèrement supérieures et plus réalistes.



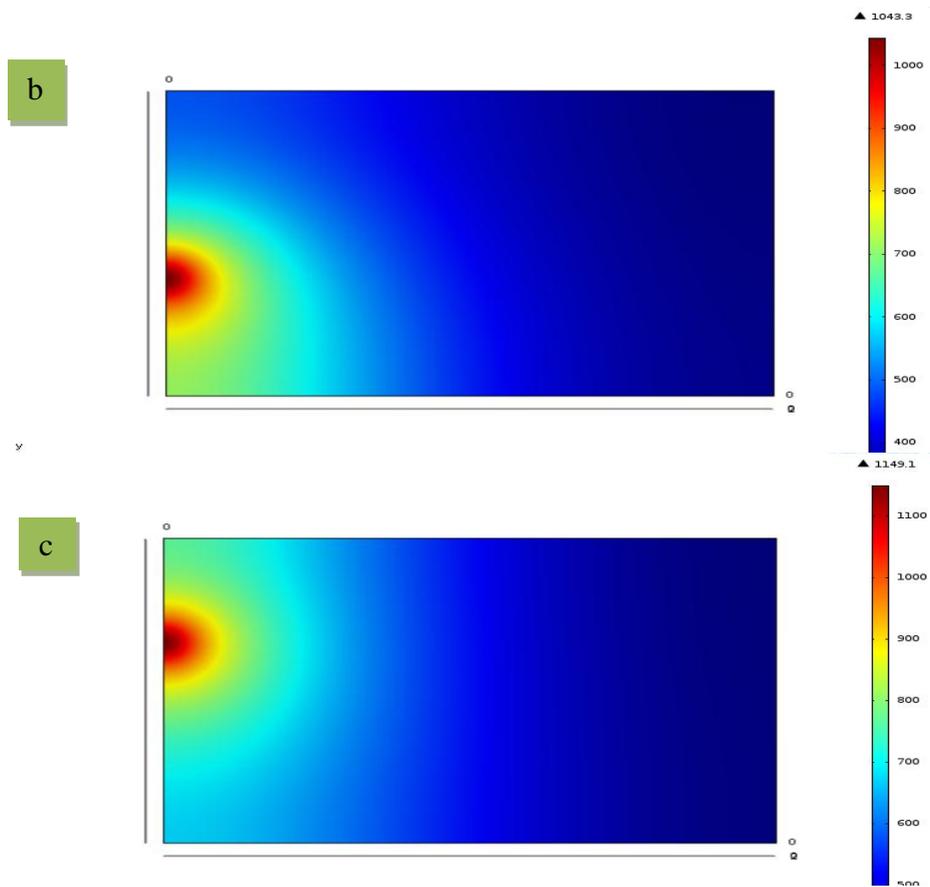


Figure III.14a,b,c : Champs thermiques et lignes isothermes à différents instants ;
 $a/ t = 10s$, $b/ t = 19.5s$, $c/ t = 33s$.

2. Les étendues des zones à risque (la ZF et la ZAT)

Les étendues de la zone fondue (ZF) et de la zone affectée thermiquement (ZAT) sont déduites de la distribution de la température et les coordonnées des nœuds du maillage. Elles sont respectivement de l'ordre de $2.3 \times 2 = \mathbf{4.6mm}$ et de $18 - 2.3 = \mathbf{15.7mm}$ (figure III.15). Ces valeurs sont globalement proches de celles obtenues expérimentalement [Aissani 2013].

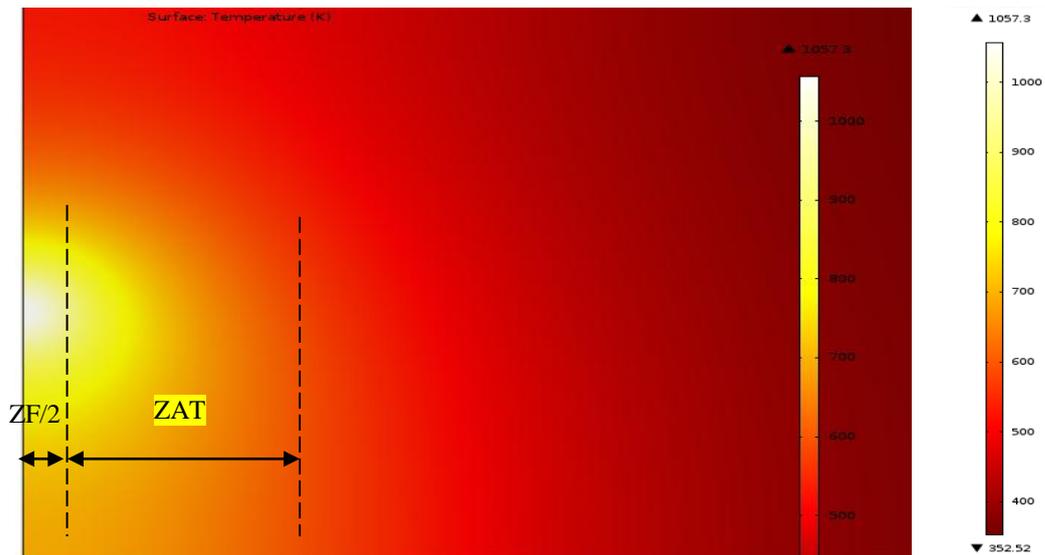


Figure III.15 : Zoom sur les zones à risque ZF et ZAT.

2. Cycles thermiques et comparaison

La figure III.16 montre les cycles thermiques obtenus par les calculs en éléments finis 3D pour les points A1, A2 et A3 ; On constate comme auparavant, que les maxima des températures sont les mêmes, et que les cycles ont une phase d'échauffement très rapide vers des températures maximales et une phase de refroidissement relativement rapide.

Les cycles thermiques aux points B1 et B2 obtenus par le calcul de simulation en 2D et 3D sont représentées sur la figure III.17 La différence est très visible les températures sont supérieures dans le calcul 3D avec un échauffement plus rapide et une phase de refroidissement lente comparé avec le calcul 2D et cela est lié aux hypothèses utilisées par chaque modèle numérique. Si cette simulation en 2D a l'énorme avantage de diminuer la taille du problème, elle n'a pas la précision d'une simulation tridimensionnelle (3D) qui est plus proche de la réalité. Les courbes nous montrent aussi le gain obtenu par la simulation 3D par rapport au 2D.

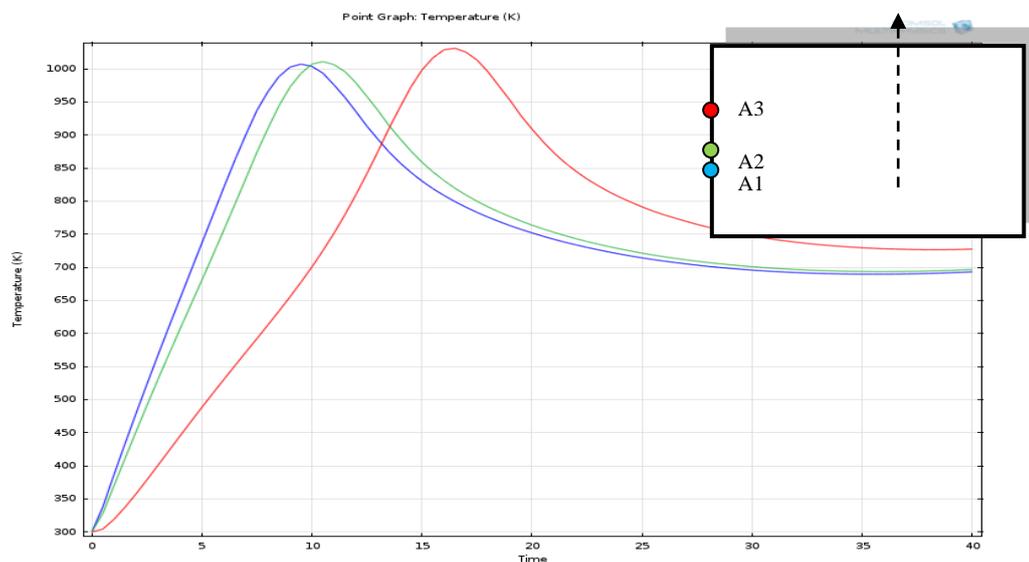


Figure III.16 : Cycles thermiques des thermocouples implantés le long de la ligne de soudage.

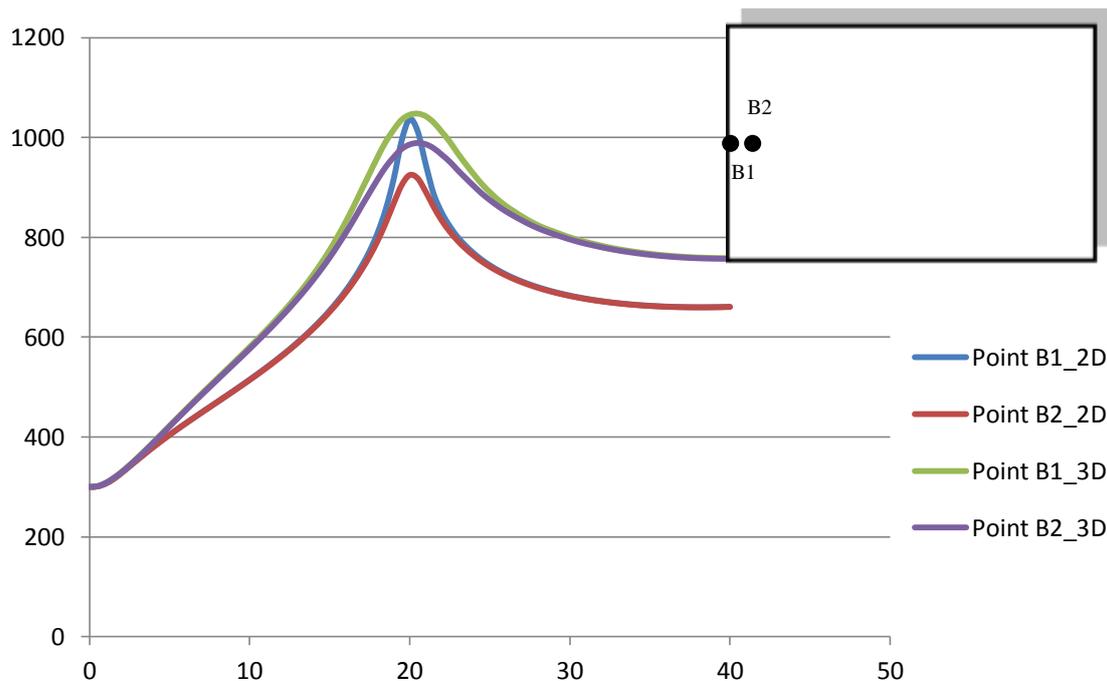


Figure III.17 : Comparaison de calcul 3D avec le calcul 2D des points B1 et B2.

III.5 CONCLUSION

La modélisation numérique par la méthode des éléments finis nous a permis d'étudier et de comprendre les phénomènes thermiques résultants du procédé de soudage TIG, l'optimisation du maillage de calcul et du paramètre de la source de chaleur nous a permis d'obtenir des résultats satisfaisant et très proche de la réalité.

La méthode des éléments finis est une méthode très générale qui peut résoudre facilement les problèmes de transfert de chaleur. Elle nous a donné de bons résultats, certes les résultats obtenus par la MEF 3D sont meilleurs et plus précis que ceux obtenus par la MEF 2D. La précision des résultats obtenus dépend essentiellement du maillage appliqué, des paramètres du modèle de source de chaleur utilisé et de la méthode de résolution.

L'effet du changement de la taille du maillage et les paramètres de la source de chaleur a bien été mis en évidence dans le cas des deux matériaux étudiés.

Les étendus des zones à risques (ZF, ZAT) d'un métal soudé sont bien reconnus et discernés et dépendent des paramètres de soudage et des propriétés physiques du matériau.

On conclut finalement qu'un matériau avec une grande conductivité thermique comporte un faible pic de température, une grande vitesse de propagation de la chaleur et des zones à risque (ZAT et ZF) plus étendues (cas de l'alliage d'aluminium 2024), contrairement à un matériau de faible conductivité thermique (cas de l'acier inoxydable).

CONCLUSION GENERALE ET PERSPECTIVES

Le travail de ce mémoire a permis de mettre en place une modélisation mathématique et une simulation thermique bidimensionnelle et tridimensionnelle du problème de soudage TIG. ces simulations déterminent le comportement thermique de deux matériaux utilisés en mécanique et en aéronautique à savoir l'acier inoxydable 304L et l'alliage d'aluminium 2024, en fonction des paramètres opératoires du procédé.

La simulation numérique a été effectuée par la méthode des éléments finis (MEF) pour ses multiples avantages à résoudre des problèmes complexes et non linéaire. Pour cela on a utilisé le code COMSOL® Multiphysics. L'optimisation des paramètres de la source de chaleur et du maillage de calcul nous a permis d'avoir des résultats numériques satisfaisants, cependant les résultats obtenus par le calcul tridimensionnel 3D sont meilleurs et plus précis que ceux obtenus avec le calcul bidimensionnel 2D. La simulation a permis également de voir l'effet des paramètres de soudage et des propriétés physiques d'un matériau sur les évolutions du champ de température, des cycles thermiques et des étendus des zones à risques (ZF et ZAT).

Grâce aux cycles thermiques, on a constaté que la température augmente rapidement jusqu'à atteindre son maximum dans chaque point implanté dans les plaques lors du passage de la source de chaleur. La température diminue rapidement juste après le passage de cette source puis sa vitesse devient de plus en plus lente jusqu'à atteindre la température ambiante et cela est visible dans les cycles thermiques des deux matériaux, mais chacun son ampleur.

Les étendues des zones à risque sont identifiées pour les deux matériaux, où on a remarqué que ces limites sont plus grandes pour le cas de l'alliage d'aluminium que celle de l'acier inoxydable et ça à cause de l'importante conductivité thermique de l'aluminium.

En perspective, on propose d'étendre l'étude sur d'autres matériaux comme le cuivre... et d'étudier d'autres procédés de soudage comme Laser. Aussi bien, on propose de faire des essais de soudage et d'étudier les caractéristiques mécaniques des joints obtenus.

Références bibliographiques

- [Fanchon 2008] J.L.Fanchon, Guide de mécanique, Sciences et technologie industrielles, Edition Nathan, Paris, 2008
- [Kissell 2001]..... J. R. Kissell, Aluminum and Its Alloys, Handbook of Materials for Product Design, TGB Partnership, Hillsborough, North Carolina, Third Edition McGraw-Hill, Inc 2001 b, P 104
- [Kutz 2006]M. Kutz, Materials and Mechanical Design, Mechanical Engineers' Handbook Third Edition, John Wiley & Sons Inc. Ed. (2006) P 59
- [Develay 2003]R. Develay, Données numériques sur les alliages d'aluminium de transformation, Technique de l'ingénieur, PE1004 Janvier, 2003.
- [Smallman 1999].....R. E. Smallman,R. J. Bishop ,Modern Physical Metallurgy and Materials Engineering,6th edition Butterworth-Heinemann(1999).
- [Idrac 2005]J. Idrac, Comportement électrochimique d'alliages modèles binaires Aluminium-Cuivre, Thèse INP Toulouse 2005
- [Schwartz 2002].....M. Schwartz, Encyclopedia of materials, parts and finishes, Second edition, CRC Publisher, 2002
- [Norman 1999].....A.F. Norman, Effect of welding parameters on the solidification microstructure of autogenous TIG welds in an Al–Cu–Mg–Mn alloy, Materials Science and Engineering A259 (1999) PP 53–64
- [Castel 2001].....V. Castellano, Étude des différentes techniques induisant le durcissement structural des alliages d'aluminium les plus courants, en particulier, l'évolution des microstructures et des propriétés mécaniques. Mémoire CNAM Champagne-Ardenne, 2001
- [Zheng 2007].....J.F. Li, Z.Q. Zheng, S.C. Li, W.J. Chen, W.D. Ren, X.S. Zhao, Simulation study on function mechanism of some precipitates in localized corrosion of Al alloys, Corrosion Science 49 (2007) PP 2436–2449.
- 1.1 grté sur soudage.
- [Mendez 2001].... P.F.Mendez and T.W. Eagar, Welding Processes in Aeronautics, Advanced Materials & Processes, pages 3943, May, 2001
- [Dhooge 2004].....A.Dhooge, Techniques d'assemblage : le soudage ; Métallerie 65, spécial soudage, avril 2004
- [Barralis 2004].....J.Barralis et G.Maeder, Métallurgie, élaboration, structurespropriétés, normalisation, Afnor, Edition Nathan, septembre 2004
- [Savage 1976]W. F. Savage and E. F Nippes, A Study of Weld Interface Phenomena in a Low alloy steel, Welding Journal Research Supplement, pp 260s268s, 1976
- [Frigaard 2001] Frigaard, Grong and O.T. Midling. Metallurgical and materials transactions A,vol.32A, pp1189, 2001

[Blondeau 2001a].....R.Blondeau, Procédés et application industrielle du soudage, Hermès science publication, Paris, 2001

[Blondeau 2001b] R. Blondeau, Métallurgie et mécanique du soudage, Hermès Science Publication, Paris (2001) PP 50-67.

[Albert 1992].....D. Albert, B. Fougeras, A. Michel, Soudage à l'arc des alliages d'aluminium, Soudage et techniques connexes (1992) PP 23-35

[Chehaibou 2004]....A. Chehaïbou, Soudage laser : les bénéfices des procédés hybrides, Soudage et techniques connexes (2004) P33-38.

[Jeff 1997].... Jefferson's Welding Encyclopaedia, CD Rom, American Welding Society Publisher, 18ème Edition (1997) PP 217-235

[Sire 2002] S. Sire, Etude de la formation du bain de fusion en soudage TIG d'un dépôt de silice application au soudage ATIG des aciers au carbone et FBTIG des alliages d'aluminium, Thèse doctorat, Ecole Centrale de Nantes (2002) P23.

[Lancaster 1993].....G.H. Lancaster, Metallurgy of welding, London, Ed Chapman & Hall, 4ème Ed., 1993

[Grong 1997].....O. Grong, Metallurgical Modelling of Welding Solidification Behaviour of Fusion Welds, Chap. 3, Second Edition, The Institute of Materials, Ed. H.K.D.H. Bhadeshia (1997) PP 221-251

[Aronson 1966] W.F. Savage, A.H. Aronson, Preferred Orientation in the Weld Fusion Zone, Welding Journal Research Supplement, February (1966) PP 85s-89s.

[Cunat 2000].....P.J.Cunat, Aciers inoxydables Critères de choix et structure, Techniques de l'Ingénieur, traité matériaux métalliques, Paris, 2000

[Kim 2014]....J.H.Kim, S.K.Kim, C.S..Lee, M.H.Kim, J.M.Lee, A constitutive equation for predicting the material nonlinear behavior of AISI316L, 321 and 347 stainless steel under low temperature conditions, International Journal of Mechanical Sciences, Elsevier, pp 218223, 2014

[Depradeux 2004].....L.Depradeux, Simulation numérique du soudage – acier 316L validation sur cas tests de complexité croissante, Thèse de Doctorat, Institut National des Sciences Appliquées de Lyon, 1er Mars 2004

[Nickelin 2012]

<https://nickelinstitute.org/~media/Files/Magazine/Volume27/May2012SSCentennialFR.ashx>

[Aissani2005b] Aissani, M. «Contribution à la modélisation du soudage TIG des tôles minces d'acier austénitique 304L par un modèle source bielliptique avec confrontation expérimentale». *J. Phys. IV*, Vol.124, pp 213-220.

[Choi 1987] Choi,M 1987 « A Study of the Heat Transfer during Arc Welding with Application to Pure Metals or Alloys and Low or High Boiling Temperature Materials», *Numerical Heat Transfer*, vol.11(n.4), pp. 477-489.

[Develay 1990a] Develay ,R 1990 « Données numériques sur l'aluminium non allié ». *Technique d'ingénieur -Traité Matériaux métallique*, M443, pg 5.

[Patankar 1980] Patankar,S.V. 1980«*Numerical heat transfer and fluid flow* ».pp.197 pg.

[Goldak 2005] Goldak,J 2005«Computer Simulation of Welding Processes: Chap II ».In **Springer US (Ed.)**, *Computational Welding Mechanics* (pp. pp 16-69).

[Rosenthal 1941] Rosenthal,D 1941« Mathematical theory of heat distribution during welding and cutting ». *Welding Journal*, V.20 (N°5), pp 220 - 234.

[Jarvis 1996 et Painter 1996] L, Jarvis et Painter,M 1996 «A literaturereview on numerical modelling the gas metal arc welding process»,*Rep. A.W.R.CRC.N°15, Welding technology Institute of Australia*, pp.1-47.

[Goldak 1984] Goldak,J 1984« A new finite element model for weldingheat sources ». *Metallurgical Transactions B*, V.15B, pp. 299-305.

[Aissani 2008b] Aissani .M 2008 «*Étude thermique comparative de deux nuances d'aluminium soudées par le procédé TIG*». 6ème Séminaire Annuel, (SNS2008 Simulation Numérique du Soudage)29 Mars, Paris-France, p18-19.

[Goldak 1985] Goldak,J 1985«A Double Ellipsoid Finite Element Model for Welding Heat Sources». *IIW Doc*, N°212-603-85.

[Myers 1967] Myers,P.S 1967 « Fundamentals of Heat Flow inwelding ». *Welding Research Council Bulletin*, N°123,.

[Lindgren 2001] Lindgren, L. E. (February 2001). «Finite element modeling and simulation of welding, Part1:Increasing complexity». *Journal of Thermal Stresses*,, Vol.24(n.2), pp. 141-192.

[Hoff 1956] N.J.Hoff 1956« Analysis Of Structures ». **Wiley**, Nzw York, (1956).

[Turner, Clough, Martin et Topp 1956] M.Turner, R.W.Clough, H.Martin et L.J.Topp 1956 « Stiffness And Deflection Analysis Of Complex Structures ». **Journal of Aeronautical Science**, Vol.23,pp.:805-823,(1956).

[Hrennikoff 1941] Hrennikoff A. 1941 « Solution of problems in elasticity by the framework method ». **J.Appl.Mech**, Vol.8,pp 169-175,-1941-

[Gouri et Gilbert 1981] Gouri Dhatt et Gilbert Touzot 1981 « Une Présentation de la method des éléments finis».

Université LAVAL ,Maloine S.A. Editeur , Paris (1981).

[Zienkiewicz 1971] O.C.Zienkiewicz 1971. « The Finite Element Method In Engineering Science ». 2nd Edition **McRAW - HILL**,LONDON-1971.

[Irons et Zienkiewicz 1968] B.M.Irons et O.C.Zienkiewicz 1968. «The Isoparametric Finite Element System - a new concept in Finite Element analysis ».Proceedings, Conference on recent advance in stress analysis. **Royal Aeronautical Society** ,London. 1968.

[Reddy 1988] Reddy A 1988. « The Finite Element Method »**Mc GARW- HILL International Editions** , 3rd Printing in 1988.

[Hirsch 1988] Hirsch Charles 1988 « Numerical Computational of Internal And External Flows » Vol. 2 : Computational Methods for In viscid and Viscous Flows. **A Wiley-Interscience Publication** , New York – U.S.A 1988

[Masatake 1986] Masatake Movi 1986« The Finites Elements Method And Its Application» MAC Millan **publishing Company** , New York (U.S.A) 1986.

[Amar 1997] Amar Khennane 1997. « Méthodes Des éléments Finis, énoncé des principes de base ». **Edition OPU** , ALGERIE,1997 .

[Przemieniecki 1968] J.S.Przemieniecki 1968. « Theory of Matrix Structural Analysis »**Mc GRAW – HILL**, New York, 1968.

[zienkiewicz 2000] O.C.Zienkiewicz 2000 « *The Finite Element Method*», **Betterworth-Heinemann**.

[Aissani 2013] AISSANI.M « étude du comportement thermique et mecanique des materiaux aeronautiques par des methodes numeriques : *application au soudage de structures metalliques* »