



MEMOIRE

PRESENTE AU

DEPARTEMENT DE GENIE MECANIQUE, FACULTE DES TECHNOLOGIES

DE L'UNIVERSITE DE BLIDA

Département de Génie mécanique

POUR L'OBTENTION DU DIPLOME DE

MASTER

OPTION : SYSTEMES ENERGETIQUES ET THERMIQUES AVANCEES

THEME

**Analyse et étude numérique des échanges thermiques en cours
d'une opération de soudage TIG sous logiciel COMSOL
Multiphysics**

Présenté par : M^r SERIR KHALED

Soutenu le : 23 Octobre 2014

Pr. Y. BENKEDDAPromoteur

Dr. K. TAHAR CHAOUCH.....Co. promotrice

2013/2014

RESUME

RESUME

Le travail présenté dans ce manuscrit porte sur l'étude théorique du problème thermique engendré lors d'une opération de soudage TIG. L'objectif est de trouver l'évolution du champ de température dans la pièce au cours du soudage. Pour ce, un modèle numérique de conduction de chaleur 3D a été élaboré avec le code de calcul élément finis COMSOL Multiphysics. La précision dans l'estimation de la quantité d'énergie transmise par la source de chaleur joue un rôle primordial dans la performance de la modélisation thermique des procédés de soudage. Dans ce travail, deux modèles de source de chaleur ont été testés : Source surfaciques à répartition finie sur un disque de rayon R_s est source volumique à répartition finie sur ellipsoïde de rayons a , b , c .

Les calculs numériques sont réalisés en considérant le cas de soudage d'une tôle en acier inoxydable 304L en considérant les propriétés thermophysiques constantes

INTRODUCTION GENERALE

L'évolution des procédés de soudage appliqués aux aciers a permis d'atteindre aujourd'hui une bonne reproductibilité de l'opération et une bonne qualité des assemblages soudés.

Les soudures constituent tout de même les points faibles des structures. En effet, les cycles thermiques associés au soudage conduit à des modifications des propriétés métallurgiques et mécaniques de la matière pouvant être préjudiciables pour la tenue en service des composants.

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

Dans un contexte industriel de plus en plus compétitif, les entreprises sont obligées de développer leurs produits dans des délais et des coûts de plus en plus réduits. La maîtrise des procédés de fabrication constitue un facteur de réussite essentiel. Dans ce cadre, la modélisation physique et numérique des procédés de soudage revêt un intérêt particulier pour étudier la faisabilité d'un assemblage. Ainsi, les simulations numériques par la méthode des éléments finis deviennent un outil particulièrement intéressant.

Le travail présenté dans ce manuscrit constitue une contribution théorique sur l'étude des phénomènes thermiques associés à une opération de soudage à l'arc. Dans ce cadre, un modèle numérique 3D axisymétrique de transfert de chaleur a été proposé et implanté dans le code COMSOL Multiphysics. Ce modèle permet de décrire les cycles thermiques et la répartition thermique dans le matériau considéré.

INTRODUCTION GENERALE

Le travail s'articule sur trois chapitres :

Le premier chapitre présente un état de l'art de la modélisation numérique du soudage. Après un bref rappel sur les procédés de soudage, les conséquences thermiques, métallurgiques d'une opération du soudage sont présentées. Dans la deuxième partie de ce chapitre, nous faisons le point sur les modélisations thermiques d'une opération de soudage. C'est aussi l'occasion de connaître les différentes voies utilisées pour une modélisation complète d'une opération de soudage ainsi que les insuffisances des modèles présentés dans la littérature.

Le deuxième chapitre est consacré à la présentation détaillée du modèle numérique proposé dans cette étude.

Le troisième chapitre présente la validation du modèle proposé par deux simulations numériques : l'une en considérant une source d'énergie de répartition surfacique et l'autre de répartition volumique. Ces deux simulations consistent à prédire numériquement les cycles thermiques lors de soudage du soudage TIG de tôles de faible épaisseur en acier inoxydable.

Ce travail est clôturé par une conclusion générale et des perspectives.

TABLE DES MATIERES

REMERCIEMENTS

RESUME

TABLE DES MATIERES

LISTE DES SYMBOLES

LISTE DES FIGURES, ET TABLEAUX

INTRODUCTION GENERALE..... 1

CHAPITRE I : ETUDE BIBLIOGRAPHIQUE

I.1-LE PROCÉDE TIG..... 3

I.1.1-Définition de soudage TIG..... 3

I.1.2-Principe TIG..... 4

I.1.3- Équipement de soudage TIG..... 4

I.1.4- Avantages du procédé..... 5

I.1.5- Domaines d'application du procédé..... 6

I.2-LES PHÉNOMÈNES THERMIQUE DANS UN PROCÉDE DE SOUDAGE TIG..... 6

I.2.1-Paramètres liés à l'énergie incidente..... 6

I.2.2-Paramètres liés à la convection du métal liquide..... 6

I.3-ETAT DE L'ART SUR LA SIMULATION ET L'ANALYSE DE L'ASPECT THERMIQUE DU SOUDAGE..... 7

I.3.1-Conséquences et interaction des différents phénomènes..... 7

I.3.2-Les modelés mathématiques de source de chaleur dans la littérature..... 9

I.3.3-Etat de l'arc sur les simulations numériques..... 18

CHAPITRE II : SIMULATION THERMIQUE DU PROCEDE DE SOUDAGE TIG

II.1 MODÉLISATION THERMIQUE..... 21

II.2-PROBLÈME THERMIQUE : MISE EN ÉQUATION..... 21

TABLE DES MATIERES

II.2.1-Hypothèses.....	21
II.2.2-Équation régissant la chaleur.....	22
II.2.3-Conditions aux limites et initiales.....	23
II.2.4-Système d'équations finales.....	24
II.2.5-Le modèle de la source de chaleur.....	25
II.3-RESOLUTION NUMÉRIQUE.....	27
II.3.1-Présentation du code de calcul COMSOL.....	27
II.3.2-La méthode numérique utilisée.....	28
II.3.3-Le maillage.....	29
CHAPITRE III : APPLICATION ET RESULTATS	
III.1-Introduction.....	30
III.2 Analyse du champ thermique.....	31
III.2.1 Cas d'une répartition surfacique.....	31
III.2.2 Cas d'une répartition volumique.....	34
III.2.3. Comparaison entre source volumique et surfacique.....	37
CONCLUSION GÉNÉRALE ET PERSPECTIVES.....	39
RÉFÉRENCES BIBLIOGRAPHIQUES.....	40
ANNEXE.....	45

LISTE DES SYMBOLES

U	Tension d'arc (voltage électrique) (Volt)
I	Intensité de courant de soudage (A)
η	Rendement de l'arc électrique TIG (%)
Q_m, Q, q_s, q_n	Flux de chaleur par unité de surface (W/m ²)
Q_0, Q_{nett}	Puissance nette (w ou j/s)
A	Surface (m ²)
B	Volume (m ³)
$r_x, r_y, r_{yav}, r_{yar}$	Les rayons de la source bi- elliptique (m)
a, b, c	Les rayons de la source ellipsoïde(m)
V	Vitesse de déplacement de l'arc (du soudage) (m/s)
t	Temps (s)
q_v	Flux de chaleur par unité de volume (w/m ³)
ρ	Masse volumique du matériau à souder (kg/m ³)
C_p	Capacité thermique massique à pression constante du matériau (J/kg. K)
S	La source de chaleur
k	Conductivité thermique (W/m. K)
h_∞	Coefficient de transfert par convection (w/m ² . K)
σ	Constante de Boltzmann égale à (5,67.10 ⁻⁸ w/m ² . K ⁴)
ε	Émissivité thermique
T, T_∞	Température ; Température ambiante (K)
R_S	Rayon de distribution de source de chaleur (m)

LISTES DES FIGURES, ET TABLEAUX

CHAPITRE I

Figure I.1 : Cordon de soudure.....	3
Figure I.2 : Transfert d'énergie en procédé TIG.....	7
Figure I.3 : Phénomènes dus au soudage et leurs interactions.....	8
Figure I.4 : Modèle 2D circulaire.....	13
Figure I.5 : Modèle bi-elliptique de source de chaleur Gaussienne 2D.....	14
Figure I.6 a, b : Sources de chaleur 3D, a/deux demi-ellipsoïdes ; b/ cylindrique.....	16
Figure I.7 : Source de chaleur 3D semi-conique.....	17

CHAPITRE II

Figure II.1 : Schéma du processus de soudage de deux tôles minces.....	22
Figure II.2 : Domaine Ω et frontières.....	23
Figure II.3 : Source surfaciques à répartition finie sur un disque de rayon R_S	25
Figure II.4 : Source volumique à répartition finie sur ellipsoïde de rayons a, b, c.....	26
Figure II.5 : Schéma présenté la forme des mailles.....	29

CHAPITRE III

Figure III.1 : Dimensions de tôle.....	30
Cas d'une répartition surfacique :	
Figure.III.2 : répartition thermique à $t=1s$	31
Figure.III.3 : répartition thermique à $t=20s$	32
Figure.III.4 : répartition thermique à $t=40s$	32
Figure.III.5 : répartition thermique à $t=60s$	33
Figure.III.6 : Evolution de température à déférant instant ($t = 1, 20, 40, 60s$).....	33

LISTES DES FIGURES, ET TABLEAUX

Cas d'une répartition volumique :

Figure.III.7 : répartition thermique à $t=1s$	35
Figure.III.8 : répartition thermique à $t=20s$	35
Figure.III.9 : répartition thermique à $t=40s$	36
Figure.III.10 : répartition thermique à $t=60s$	36
Figure.III.11 : Evolution de température à déférant instant($t = 1, 20, 40, 60s$).....	37
Figure.III.12 Evolution de température en fonction de temps.....	38

LISTE DES TABLEAUX

Tableau I.1 : Exemples de source surfacique.....	11
Tableau I.2 : Deux exemples de sources volumiques simples.....	15
Tableau II.2 : Répartition volumique ou surfacique de l'énergie.....	25
Tableau III.1 : les propriétés thermophysique.....	30

I.1-LE PROCÉDE TIG

I.1.1-Définition de soudage TIG

Le soudage est une opération d'assemblage où la continuité métallique entre les pièces à assembler est assurée par la fusion globale ou de proche en proche de leurs bords. On obtient ainsi, après solidification, un joint homogène aux caractéristiques plus au moins proches de celle du métal de base, ou un joint hétérogène dans le cas de métaux différents. Cette opération peut être assimilée à une opération locale d'élaboration métallurgique et à une opération locale de traitement thermique donnant une structure cristalline dépendant à la fois de la composition chimique élaborée et du traitement thermique. Ainsi réalisée, la soudure se décompose en plusieurs zones :

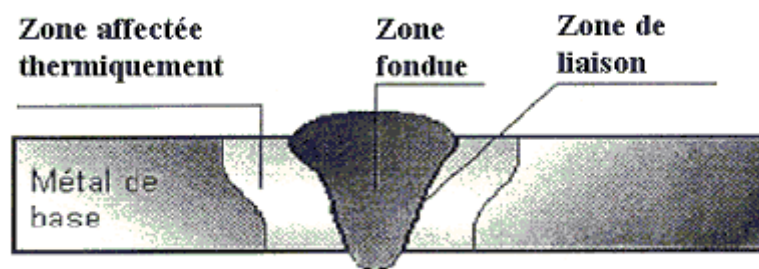


Figure I.1 : Cordon de soudure

La zone fondue :(nommée ZF) zone où l'état liquide a été atteint et dans laquelle a été élaborée la composition chimique. La structure métallurgique obtenue après solidification, dépend du cycle de refroidissement. On peut distinguer, au sein de cette zone, des gradients de concentration (ségrégation). Il est donc possible d'examiner la composition d'une soudure ainsi que les variations de dureté.

La zone affectée thermiquement :(nommée ZAT) zone se trouvant en bordure de la zone fondue, de largeur variable, ayant été soumise à l'élévation de température sans être portée à la fusion. Le chauffage, la composition chimique et la vitesse de refroidissement de cette zone génèrent des modifications plus ou moins importantes de la structure métallurgique.

La zone de liaison : cette zone, située à la frontière entre la zone fondue et la zone affectée thermiquement, correspond à la surface sur laquelle la solidification du métal fondu a commencé.

Le métal de base : au-delà de la zone affectée thermiquement, l'élévation de température est insuffisante pour engendrer une quelconque transformation structurale. Cette zone est aussi dite non affectée.

I.1.2-Principe du soudage TIG

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

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

Contrairement à d'autres procédés de soudage comme le laser ou le faisceau d'électrons, qui mettent en jeu de fortes densités d'énergie ($> 10^6 \text{ W/cm}^2$) et provoquent la vaporisation d'une partie du métal, le TIG ne provoque que la fusion du métal, avec dans certain cas une vaporisation très localisée.

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).

I.1.3- Équipement de soudage TIG

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

1-Un générateur de courant : source électrique délivrant un courant continu lisse, continu pulsé ou alternatif. La plage d'intensité s'étend de quelques ampères à plus de 500A pour les postes automatisés. La tension de soudage varie de 8 à 30V [9,34]

2- Un arc électrique : il est amorcé au bout de la torche de soudage, cette dernière est composée d'une électrode réfractaire en tungstène, d'une buse céramique canalisant le flux de gaz neutre

et éventuellement d'une gâchette pour commander l'arc manuellement. La torche peut être refroidie par un circuit fermé de fluide caloporteur.

L'électrode peut contenir des éléments d'addition comme le thorium ou l'yttrium qui favorisent l'émission électronique [34]

3- Une protection d'électrode : un 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, vient garantir l'intégrité métallurgique du matériau au cours de son refroidissement (cas de matériaux très sensibles à la pollution gazeuse comme le titane et ses alliages).

L'argon et l'hélium sont les gaz inertes les plus employés dans ce procédé, et particulièrement l'argon car il convient à une grande variété de métaux et le débit nécessaire est très inférieur (deux à trois fois moins) à celui de l'hélium [11,12] et de plus il facilite mieux l'amorçage de l'arc par rapport à l'hélium. Il a aussi un bon effet de nettoyage en courant alternatif, qui est très important pour le soudage des tôles minces et est moins coûteux que l'hélium. L'hélium, quant à lui, est recommandé en soudage automatique car il permet une plus grande vitesse de soudage et donc la zone affectée thermiquement est réduite. En général, les meilleures conditions de soudage sont obtenues en combinant ces deux gaz dans des proportions variées en fonction des assemblages à souder.

I.1.4- Avantages du procédé

La grande qualité des soudures obtenues par le soudage TIG a fait de celui-ci un procédé idéal pour le soudage de presque tous les métaux ; il ne requiert que peu et même parfois aucun nettoyage après soudage.

Le soudage TIG s'exécute facilement dans toutes les positions sans aucune projection de métal ; les soudures se font sans emploi de laitier éliminant ainsi les inclusions de celui-ci et le bain de fusion est étroit et la vitesse de soudage relativement élevée.

En raison du gaz inerte, on peut dire que les émanations de vapeur et de fumée toxique sont éliminées dans la plupart des cas. Le dépôt de soudure est dense et le procédé permet d'exécuter les soudures sans porosité même sur des métaux difficilement soudables, tels les alliages de titane, l'aluminium et le zirconium. Enfin, le procédé est aussi idéal pour effectuer des réparations ou fabriquer de petites séries de pièces [11,12].

I.1.5- Domaines d'application du procédé

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

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

I.2-LES PHÉNOMÈNES THERMIQUE DANS UN PROCÉDÉ DE SOUDAGE TIG

Le bain de fusion créé lors du soudage TIG (éventuellement alimenté par un apport extérieur de matière) est le siège de processus thermo physiques très complexes mettant en jeu des phénomènes thermiques, convectifs, chimiques et électromagnétiques interdépendants (Figure 1.2).

La morphologie du bain (volume fondu, géométrie...) est conditionnée par de nombreux paramètres que nous pouvons regrouper en deux catégories :

I.2.1-Paramètres liés à l'énergie incidente

- 1-Répartition spatiale de l'énergie dans l'arc ;
- 2-Pression d'arc ;
- 3-Rendement d'arc.

I.2.2-Paramètres liés à la convection du métal liquide

Les mouvements de convection du métal liquide influencent de façon importante la forme du cordon [48, 8, 34]. Le bain est en équilibre sous l'action de forces d'origine différente, qui sont :

- 1-les forces de gravité (flottabilité) ;
- 2-les tensions superficielles (forces de Marangoni) ;
- 3-la viscosité du métal liquide ;
- 4-le cisaillement aérodynamique ;

5-les forces électromagnétiques (forces de Lorentz).

Chacune de ces forces va agir différemment sur la géométrie du bain. Ainsi par exemple, les forces de Lorentz et les courants de tension de surface (force de Marangoni dans le cas où le gradient de tension est positif) accroissent la pénétration, à l'inverse des forces de flottabilité et des forces du cisaillement aérodynamique du gaz de protection [37].

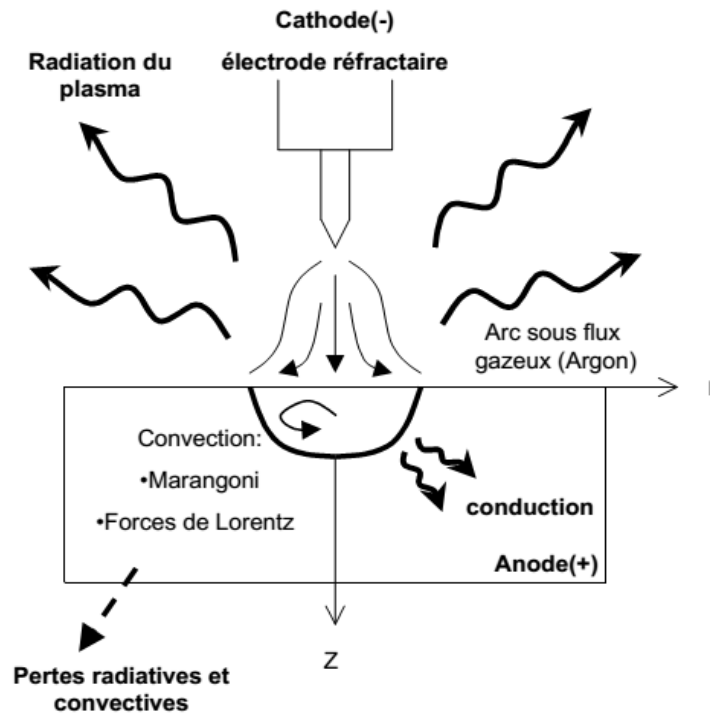


Figure I.2 : Transfert d'énergie en procédé TIG

I.3-ETAT DE L'ART SUR LA SIMULATION ET L'ANALYSE DE L'ASPECT THERMIQUE DU SOUDAGE

I.3.1-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.3 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.

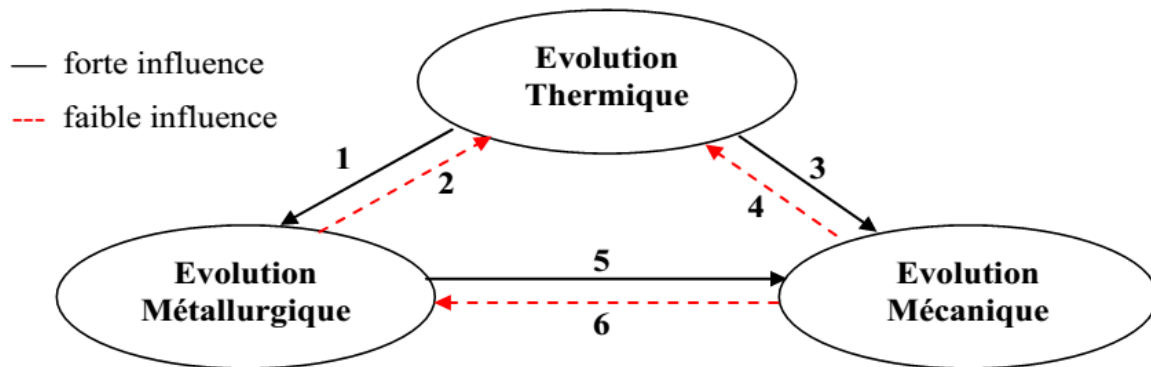


Figure I.3 : Phénomènes dus au soudage et leurs interactions.
(Adapté de [21, 26,37])

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 [37, 23] ;

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 néanmoins que certains couplages peuvent être négligés dans une première approche vue leur impact mineur sur les résultats ciblés. Ainsi pour la présente étude (partie 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.

I.3.2-Les modelés mathématiques de 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 [26] :

1-Imposition de la température au bain de fusion ; cette approche est d'emploi simple (la connaissance de la forme de la zone fondue suffit) 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 [29, 26]

2-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.

Pour les procédés de soudage mettant en jeu de fortes densités d'énergie, comme le soudage par Faisceau d'Electrons (FE) ou le soudage Laser, l'énergie est déposée en profondeur dans un capillaire. Ce dernier est considéré comme une source volumique de chaleur tandis que, simultanément, la vaporisation d'une partie du métal et le plasma agissent comme une source surfacique de chaleur. Dans ce cas, la source de chaleur est souvent modélisée comme la superposition d'une source volumique et d'une source surfacique [13].

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 selon une forme adéquate [18].

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 [53]:

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

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 [49]. 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 I.1 .

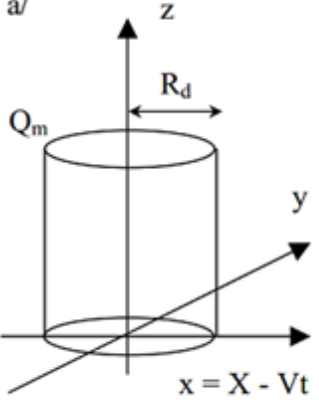
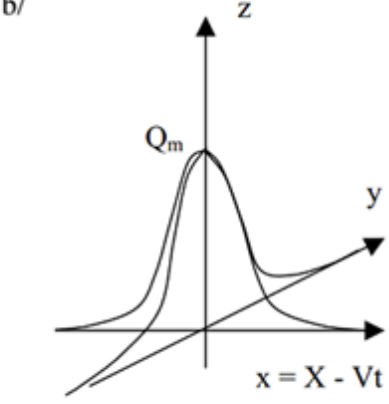
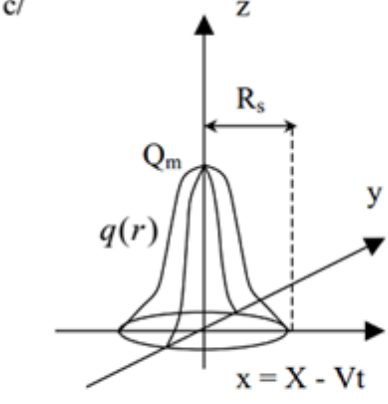
Flux constant sur un disque de rayon R_d	Flux Gaussien à répartition infinie.	Flux Gaussien à répartition finie sur un disque de rayon R_s
		
$q(x,y) = q(r) = Q_m \cdot 1 \begin{cases} 1 & r \leq R_d \\ 0 & r > R_d \end{cases}$ $Q_m = \frac{Q_0}{A} = \frac{Q_0}{\pi \cdot R_d^2}$ $Q_0 = UI\eta ,$ $r^2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

Tableau I.1 : Exemples de source surfacique [5]

Où σ est l'écart type de la Gaussienne (en m) et 'r' est la distance radiale (Figure I.4). 'K' est parfois appelé coefficient de répartition de la source ; lorsqu'il tend vers '0' on retrouve le cas de la source ponctuelle [18]. Dans la littérature, d'autres formes de répartition peuvent être envisagées.

$$q(x,y) = Q \cdot \frac{f(x,y)}{A} = Q_m \cdot f(x,y) \quad \text{(I.4)}$$

Où $f(x,y)$ est la fonction de répartition surfacique et Q_m est le maximum de la densité de puissance exprimé en $[W/m^2]$.

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 [5] :

$$G(x, y) = G(r) = \frac{1}{2 \cdot \pi \sigma^2} \exp\left(-\frac{r^2}{2 \cdot \sigma^2}\right) \quad (I. 5)$$

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

$$q(x, y) = q(r) = Q_m \cdot \exp(-Kr^2) \quad \text{avec} \quad K = \frac{1}{2 \cdot \sigma^2} \quad (I. 6)$$

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

$$Q_m = U \cdot I \cdot \eta = \int_0^\infty q(r) \cdot ds = \int_0^\infty q(r) \cdot 2\pi \cdot r \cdot dr = \frac{\pi \cdot Q_m}{K} \quad (I. 7)$$

Enfin, nous obtenons :

$$Q_m = Q_0 \frac{K}{\pi} = \frac{Q_0}{2 \cdot \pi \cdot \sigma^2} \quad (I. 8)$$

L'expression (I.6 ou I.2) 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.4).

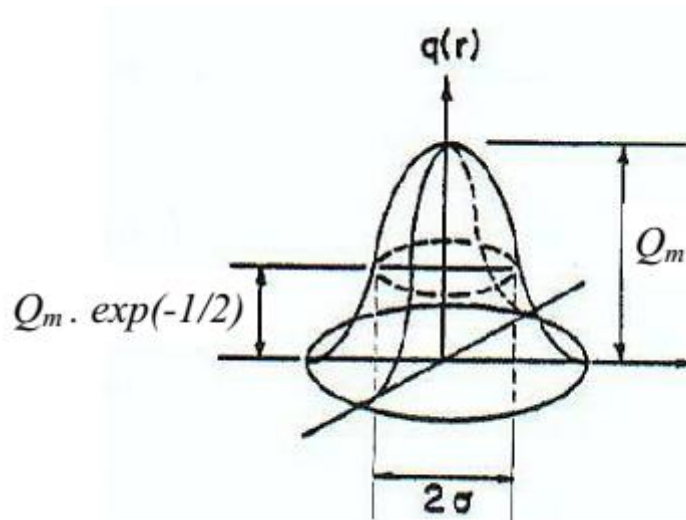


Figure I.4 : Modèle 2D circulaire

L'équation I.3 (tableau I.1) du flux Gaussien à répartition finie sur un disque de rayon R_s s'écrit donc [18,14] :

$$q = (R_s) = Q_m \cdot \exp(-K \cdot R_s^2) = 0.05 \cdot Q_m \quad (I.9)$$

D'où l'on tire :

$$(K \cdot R_s^2) = -\ln(0.05) = 2.996 \approx 3 \Rightarrow K = \frac{3}{R_s^2} \text{ et on a : } A = \frac{\pi}{K} = \frac{\pi \cdot R_s^2}{3} \quad (I.10)$$

Et donc :

$$q(x, y) = q(r) = \frac{3 \cdot Q_0}{\pi \cdot R_s^2} \cdot \exp\left(-\frac{3 \cdot r^2}{R_s^2}\right) \quad (I.11)$$

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 du bain de fusion qui se déplace sous l'électrode en considérant qu'il s'agit de deux demi-ellipses (Figure I.5) [18,3].

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

$$q_s = q(r_i, t) = q(x, y, t) = Q_m \cdot \exp(f(x, y, t)) \quad (I.12)$$

avec

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

Et
$$f(x, y, t) = -3. \left(\frac{x^2}{r_x^2} + \frac{(y-v.t)^2}{r_y^2} \right) \quad (I.13)$$

Où $r_y = r_{yav}$ ou $r_y = r_{yar}$: Selon que le point considéré (x, y) soit respectivement devant ou derrière le centre du bain bi-elliptique (Figure I.5). 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.

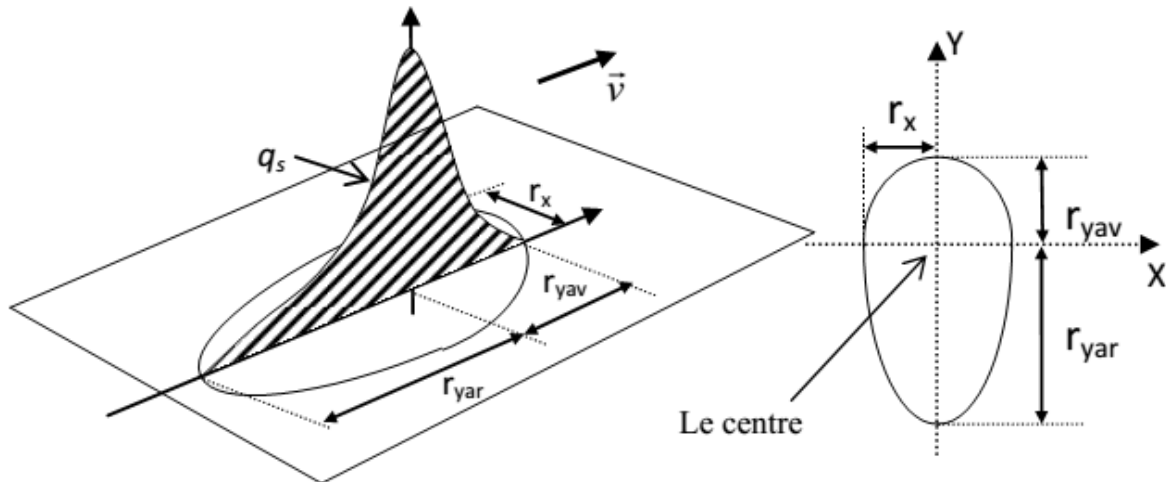


Figure I.5 : Modèle bi-elliptique de source de chaleur Gaussienne 2D [3].

IV) Source de chaleur volumique :

Dans le cas où la puissance de soudage est répartie en volume, on modélise l'apport de chaleur comme étant une source interne de chaleur, c'est-à-dire une densité volumique de flux de chaleur appliquée au sein du matériau. Ce dernier type de modélisation est plus adapté 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 et la participation du métal d'apport.

Le flux volumique de chaleur, exprimé en W/m^3 , s'écrit alors (dans un repère lié à la source) :

$$q_v(x, y, z) = Q_0 \cdot g(x, y, z) \quad \text{avec} \quad \int_V q_v(x, y, z) \cdot dV = Q_0 = U \cdot I \cdot \eta \quad (I.14)$$

La forme de la fonction de répartition $g(x, y, z)$ la plus utilisée peut être une demi-sphère ou une ellipsoïde ayant les rayons a, b et c (Tableau I.3). L'expression mathématique qui décrit l'ellipsoïde dans le cas d'un repère cartésien [14,18] est la suivante :

$$q_v(x, y, z) = \frac{6 \cdot \sqrt{3} \cdot Q_0}{a \cdot b \cdot c \cdot \pi \cdot \sqrt{\pi}} \exp\left(-3 \cdot \left[\frac{x^2}{a^2} + \frac{y^2}{b^2} + \frac{z^2}{c^2}\right]\right) \quad (I.15)$$

Les rayons a, b et c correspondent aux rayons pour lesquels l'énergie est égale à 5% du pic.

a) Cas d'une répartition constante du flux volumique

C'est le cas d'une densité d'énergie constante sur une demi-sphère de rayon R (Tableau I.2.a). De l'équation (I.14) on aboutit à :

$$q_v(x, y, z) = Q_m \cdot 1 = cte \quad et \quad q_v = \frac{Q_0}{V_{\text{demi-sphère}}} = \frac{2 \cdot Q_0}{\left(\frac{4}{3}\right) \cdot \pi \cdot R^3} \quad (I.16)$$

Dans le tableau I.2 ci-après on présente quelques modélisations adaptées pour la source de chaleur volumique simple.

Source Volumique : $q(x, y, z) = Q_0 \cdot g(x, y, z)$	
a/ Constante sur une demi-sphère de rayon R	b/ Gaussienne 3D à répartition finie sur ellipsoïde de rayon a, b, c
$q_v(x, y, z) = \begin{cases} Q_m = cte. & \text{si } r \leq R_d \\ 0 & \text{si } r > R_d \end{cases}$	$q_v(x, y, z) = \frac{6\sqrt{3} \cdot Q_0}{abc \cdot \pi \sqrt{\pi}} \exp\left(-3 \left[\frac{(x)^2}{a^2} + \frac{(y)^2}{b^2} + \frac{(z)^2}{c^2}\right]\right)$

Tableau I.2 : Deux exemples de sources volumiques simples

b) Cas d'une répartition non constante du flux volumique

La fonction de répartition $g(x, y, z)$ de l'équation (I.14) peut être donc une demi-sphère ou une ellipsoïde ou bien une double ellipsoïde ou même une partie d'un cône ou un cylindre, selon la spécificité du procédé à simuler thermiquement. Ces cas sont décrits ci-après.

1-Cas du soudage à l'arc

Pour le soudage à l'arc avec apport de matière (TIG, MIG/MAG), Goldak [18] propose une source volumique en forme de deux demi-ellipsoïdes (Figure I.6.a) ; celles-ci permettent de tenir compte de la différence d'apport de chaleur entre l'avant et l'arrière de l'électrode. Cette source est décrite par les relations suivantes :

$$\begin{cases} q_v(x, y, z) = \frac{6 \cdot \sqrt{3} Q_0 \cdot f_i}{a_i \cdot b \cdot c \cdot \pi \cdot \sqrt{\pi}} \exp\left[-3 \cdot \left(\left(\frac{x^2}{a_i^2} \right) + \left(\frac{y^2}{b^2} \right) + \left(\frac{z^2}{c^2} \right) \right)\right] \\ f_f + f_r = 2 \end{cases} \quad (I.17)$$

- Avec l'indice $i = f$ si $x \geq 0$ ou $i = r$ si $x < 0$
- et pour assurer la continuité en $x = 0$ on a :

$$f_f = \frac{2 \cdot a_f}{a_f + a_r} \text{ et } f_r = \frac{2 \cdot a_r}{a_f + a_r}, \text{ (ou: } f_f = 0.6 \text{ et } f_r = 1.4 \text{ [18])}$$

Pour le procédé MIG/MAG, Kumar et DebRoy [27] proposent une formulation basée sur un volume cylindrique (Figure I.6.b) vu que les gouttelettes transférées de l'électrode vers le bain de fusion sont fortement surchauffées et une proportion significative de la chaleur transférée est assurée par ces gouttelettes de métal. Son expression mathématique prend en charge le rayon du fil d'apport, la vitesse de dévidage, le rayon moyen des gouttes, le rayon du cylindre, l'intensité du courant, la densité et la capacité calorifique du métal d'apport, la tension du surface ainsi que la différence entre les températures de vaporisation et de fusion du métal des gouttes et leur fréquence du transfert vers le bain (ZF).

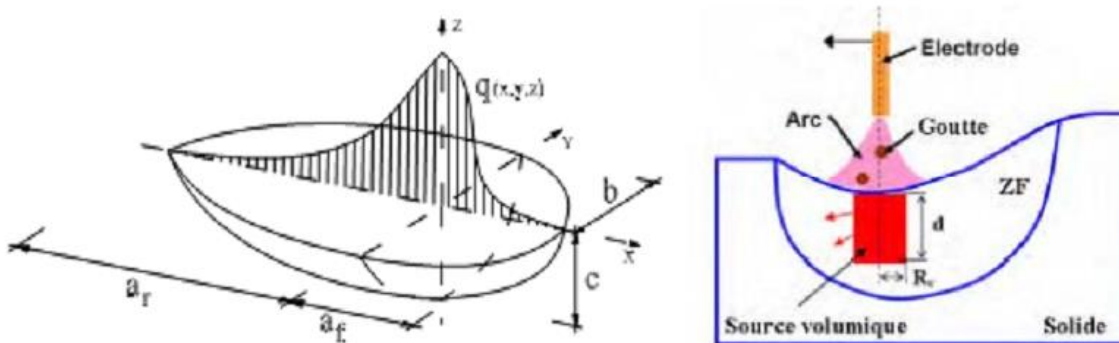


Figure I.6 a, b : Sources de chaleur 3D, a/deux demi-ellipsoïdes ; b/ cylindrique

2-Cas du soudage Laser (avec apport de matière)

Le soudage laser met en jeu une forte densité d'énergie ; celle-ci est déposée en profondeur dans un capillaire. Ce dernier est considéré comme une source de chaleur volumique (forte intensité et grande pénétration) pouvant être représentée schématiquement par la figure I.7.

L'équation (I.18) représente l'expression mathématique de cette source de chaleur volumique de forme Gaussienne conique 3D [6].

$$q_v = \frac{9 \cdot Q_0}{\pi \cdot (1 - e^{-3})} * \frac{1}{(z_e - z_i)(r_e^2 + r_e \cdot r_i + r_i^2)} * \exp\left(\frac{3 \cdot r^2}{r_c^2}\right) \quad (I.18)$$

avec $r^2 = x^2 + y^2$ et $r_c = f(z) = r_i + (r_e - r_i) * \frac{z - z_i}{z_e - z_i}$ et $Q_0 = \eta \cdot P$

η : est le rendement du procédé (de l'ordre de 80%)

P : est la puissance du faisceau laser (Watt)

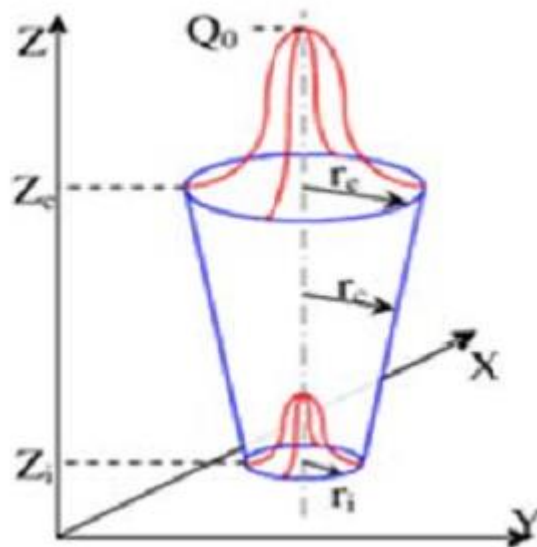


Figure I.7 : Source de chaleur 3D semi-conique

Remarque :

La détermination des paramètres intervenant dans les modèles de source décrits ci-dessus n'est pas aisée et nécessite toujours un recalage sur des données expérimentales (mesures de température ou relevés de la zone fondue).

Lorsque des relevés de la zone fondue (macrographies) sont disponibles, la profondeur de pénétration et la largeur du bain peuvent être utilisées pour fixer les coefficients des modèles

de source ; cependant il faut garder à l'esprit la difficulté d'une mesure correcte de la température en raison des forts gradients thermiques engendrés et de l'étendue de la zone affectée.

I.3.3-Etat de l'arc sur les simulations numériques

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 [7,8,40]. Ces ruptures ont lieu brusquement par fragilisation, par fatigue [30] 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, ...).

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 [35] 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 [18,19].

Pavelic et al [50] 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 [16, 25]. 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) :

-Eagar et Tsai [15] ont modifié la théorie de Rosenthal pour inclure une source de chaleur gaussienne à distribution surfacique bidimensionnelle (2D), avec un paramètre de distribution constant qui représente le rayon effectif de l'arc. Ils donnent ainsi une solution analytique de la distribution de température dans un solide semi-infini soumis à cette source de chaleur en mouvement. Leur solution a été un pas considérable pour la prédiction de la distribution de température dans les régions proches de la source de chaleur.

-Jeong et Cho [24] 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. [19] 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.

Cependant il est à souligner qu'une forme modifiée du modèle 3D précédent a été développée récemment, c'est le cas notamment du modèle Fang et al [51]. Ce modèle traite le déplacement avec des déviations cycliques de l'arc (welding with weaving). Pour une application MIG/MAG avec un double fil à souder, ce modèle est capable de simuler le champ de température et la forme du bain (profondeur-largeur) avec plus de précision que le modèle à double ellipsoïde, modèle qui ne traite pas la déviation cyclique de l'arc. Hu et al [52] ont aussi fait une simulation de soudures avec et sans déviations cycliques pendant soudage (welding with/without weaving).

Dans le cas du développement des sources de chaleur relatives au soudage par point au laser, Trivedi et al [39] 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 le procédé de soudage en continu par faisceau laser, Balasubramanian et al [6] ont appliqué dans leur modèle une source de chaleur 3D conique Gaussienne pour déterminer la taille et la

forme du bain avec optimisation de nombreux paramètres ; sa formulation est présentée dans la partie modélisation.

Pour les tentatives de simulation thermomécanique, des modèles thermiques couplés à des modèles mécaniques ont été développés afin d'évaluer les contraintes résiduelles et les déformations générées dans les joints soudés [16,36, 20, 33, 41].

Pour simuler numériquement le comportement thermique dans le processus de soudage, de nombreuses méthodes ont été utilisées comme celle des éléments finis (FEM) [25,31], [28, 29], celle des volumes finis (FVM) [38, 10,3] ou des méthodes analytiques [17, 24]. 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 [3,4].

Les effets de certains paramètres de soudage ont été étudiés par plusieurs auteurs ; on citera à titre d'exemple Awang, Albert et Gery [1, 2, 22].

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

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

II.1 MODÉLISATION THERMIQUE

La modélisation véritablement complète du problème thermique nécessiterait la modélisation des transferts de chaleurs thermofluides dans l'arc électrique, avec prise en compte des phénomènes électromagnétiques, la modélisation des mouvements convectifs dans le bain fondu, en interaction avec le plasma de couverture, et les transferts de chaleur dans la partie solide. Bien qu'une littérature abondante existe en ce qui concerne la prise en compte de la modélisation de l'arc et du bain de fusion dans la simulation, notre étude numérique ne prendra pas en compte les phénomènes présents dans l'arc et le bain fondu. Ceux-ci sont remplacés par la définition d'une source de chaleur de forme adéquate. Seule la conduction de la chaleur est par conséquent modélisée, c'est pourquoi il ne sera pas fait allusion à la modélisation de l'arc et du bain dans cette étude

II.2-PROBLÈME THERMIQUE : MISE EN ÉQUATION

II.2.1-Hypothèses

Pour étudier et modéliser les transferts thermiques lors d'une opération de soudage (soudage TIG de tôles de faible épaisseur et sans métal d'apport) (figure II.1), des hypothèses sont nécessaires :

- 1-Le problème de transfert de chaleur 3D axisymétrique (ABFE plan de symétrie),
- 2-Dans toute l'étude, on suppose que la source de chaleur est mobile. Bien que des cheminements complexes de la source puissent être envisagés, on se place dans le cas de d'une translation rectiligne à vitesse constante selon un axe en coordonnées cartésiennes (cas du soudage de plaques).
- 2-Le régime est considéré Transitoire,
- 3- L'axe X est confondu avec la direction du soudage
- 4- Les propriétés physiques du matériau sont considérées constantes.
- 5-L'écoulement dans le bain de fusion et les phénomènes électromagnétiques (les forces de gravité (flottabilité), les tensions superficielles (forces de Marangoni), la viscosité du métal liquide, le cisaillement aérodynamique, les forces électromagnétiques (forces de Lorentz)) sont considérés négligeable.

6-Les déperditions calorifiques par convection et rayonnement à travers les surfaces libres et les frontières de la pièce sont prises en compte.

II.2.2-Équation régissant la chaleur

L'équation de conduction de la chaleur dans le domaine Ω (domaine défini par les deux plaques métalliques à souder) (figure : II.1) s'écrit pour le cas tridimensionnel [53, 21] :

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

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

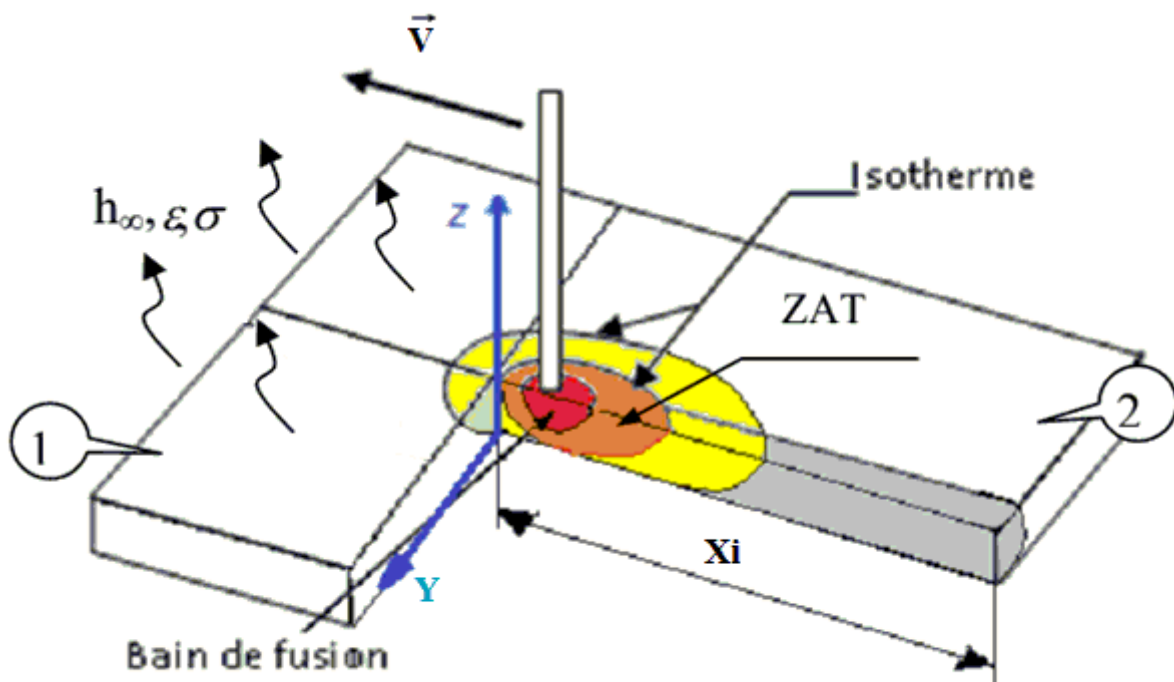


Figure II.1 : Schéma du processus de soudage de deux tôles minces

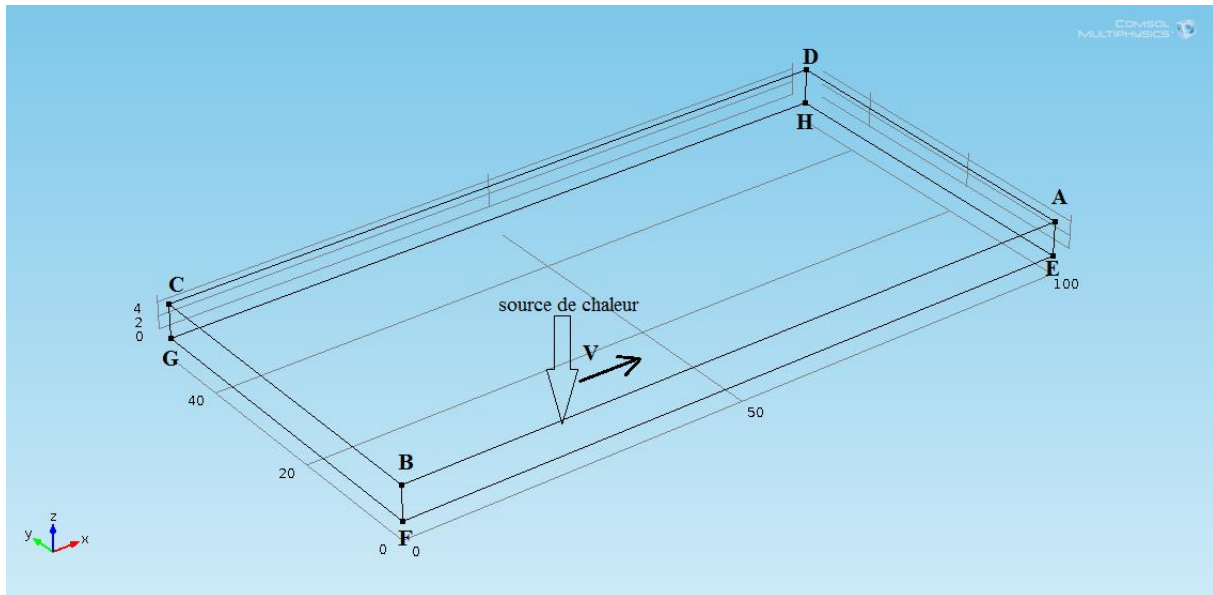


Figure II.2 : Domaine Ω et frontières

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

$$\rho \cdot Cp \cdot \frac{\partial T}{\partial t} = -div(-K \cdot \overrightarrow{gradT}) + S \quad (II. 2)$$

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

II.2.3-Conditions aux limites et initiales

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

1)-L'apport d'énergie de l'arc électrique est modélisé par une source de chaleur (S) qui se déplace avec une vitesse V selon l'axe X. Ce flux de chaleur q est transmis à la pièce par la frontière supérieure (ABCD) du domaine.

$$q_n = S - [h_{\infty} \cdot (T - T_{\infty}) + \sigma \cdot \varepsilon \cdot (T^4 - T_{\infty}^4)] \quad (II. 3)$$

2)- Aux frontières (ADHE), (DCGH), (BCGF) et (EFGH) (Figures 2.II), le flux q_n est égal à :

$$q_n = h_{\infty} \cdot (T - T_{\infty}) + \sigma \cdot \varepsilon \cdot (T^4 - T_{\infty}^4) \quad (II. 4)$$

Où h_{∞} : coefficient de convection.

T : température au bord de l'assemblage (K).

T_{∞} : température ambiante (K).

ε : émissivité thermique.

σ : constante de Boltzmann égale à $5,67.10^{-8} \text{ w/m}^2 \text{ K}^4$.

3)-Au plan de la symétrie de l'assemblage (ABFE), le flux de chaleur est nul :

$$q_n = -K \frac{\partial T}{\partial x} = 0 \quad (\text{II. 5})$$

Le flux q_n étant donné par l'équation de Fourier :

$$q_n = -K \cdot \vec{\nabla} T \quad (\text{II. 6})$$

4)-La température initiale du matériau est supposée égale à la température ambiante.

II.2.4-Système d'équations finales

Le système d'équations (II .7) finales de la conduction de chaleur dans les deux plaques métalliques à souder s'écrit comme suit :

$$\left\{ \begin{array}{l} \rho \cdot Cp \cdot \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left(K \cdot \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(K \cdot \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(K \cdot \frac{\partial T}{\partial z} \right) + S \\ q_n = h_{\infty} \cdot (T - T_{\infty}) + \sigma \cdot \varepsilon \cdot (T^4 - T_{\infty}^4) \text{ sur (ADHE), (DCGH), (BCGF) et (EFGH)} \\ q_n = 0 \text{ sur (ABFE)} \end{array} \right. \quad (\text{II. 7})$$

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.

II.2.5-Le modèle de la source de chaleur

Dans notre étude deux modèles de source de chaleur ont été considéré :

- Cas d'une répartition surfacique
- Cas d'une répartition volumique

Repère lié à la source (O ; x = X -Vt ; y ; z)	
Puissance nette absorbée : $Q_0 = \eta UI$	
Répartition surfacique de l'énergie	Répartition volumique de l'énergie
$q(x, y) = \frac{Q_0}{A} \cdot f(x, y)$ $q(x, y) = Q_m \cdot f(x, y)$ A en m ²	$q(x, y, z) = \frac{Q_0}{B} \cdot g(x, y, z)$ $q(x, y, z) = Q_m \cdot g(x, y, z)$ B en m ³

Tableau II.2 : Répartition volumique ou surfacique de l'énergie [14]

1-Modèle de source surfacique : Flux Gaussien à répartition finie sur un disque de rayon R_s

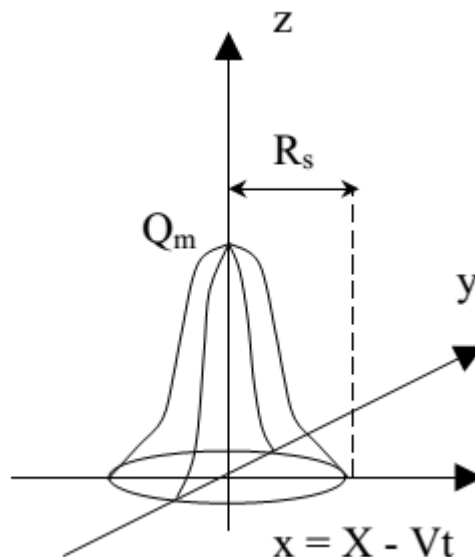


Figure II.3 : Source surfaciques à répartition finie sur un disque de rayon R_s

De forme générale [5]:

$$q(x, y) = q(r) = \frac{3.Q_0}{\pi.R_S^2} \exp\left(-\frac{3.r^2}{R_S^2}\right) \quad (\text{II. 8})$$

Ou :

$$q(x, y) = q(r) = Q_m \exp\left(-\frac{3.r^2}{R_S^2}\right) \quad (\text{II. 9})$$

Dans notre cas on a :

$$\text{Avec } \begin{cases} r^2 = (X - Vt)^2 + y^2 \\ Q_m = \frac{Q_0}{A} \Rightarrow Q_m = \frac{3.Q_0}{\pi.R_S^2} \quad (\text{en } w/m^2) \\ Q_{net} = Q_0 = \eta \cdot U \cdot I \quad (\text{en } W \text{ ou en } j/s) \\ A = \frac{3}{\pi.R_S^2} \quad (\text{en } m^2) \end{cases}$$

2-Modèle de source volumique : Gaussienne 3D à répartition finie sur ellipsoïde de rayons a, b, c

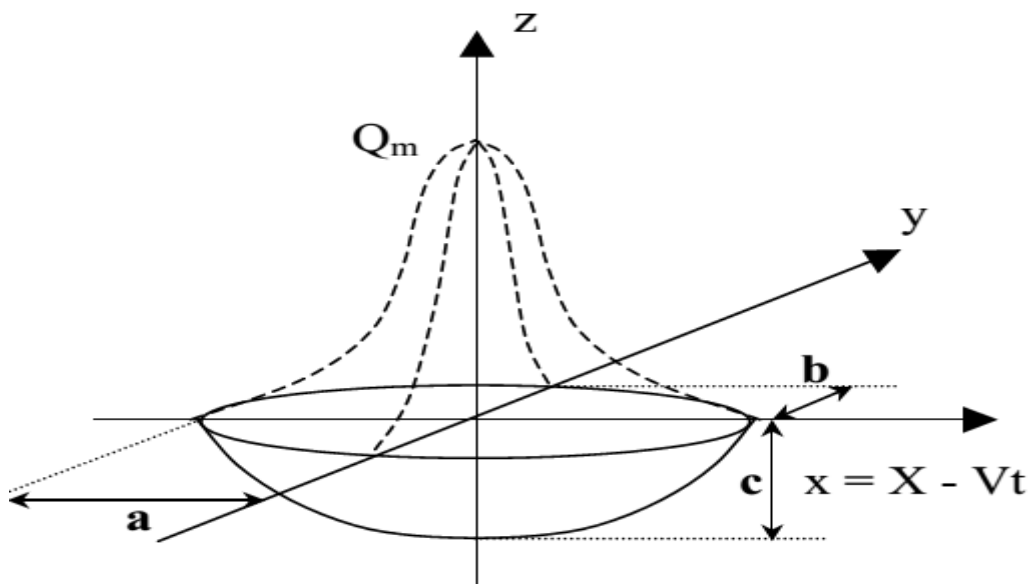


Figure II.4 : Source volumique à répartition finie sur ellipsoïde de rayons a, b, c

La forme générale de la source volumique s'écrit [5]:

$$q(x, y, z) = Q_0 \frac{6.\sqrt{3}}{a.b.c.\pi^{3/2}} \exp\left(\frac{-3.(X - V.t)^2}{a^2}\right) \cdot \exp\left(\frac{-3.y^2}{b^2}\right) \cdot \exp\left(\frac{-3.z^2}{c^2}\right) \quad (\text{II. 10})$$

Dans notre cas on a :

$$\text{Avec } \begin{cases} r^2 = (X - V.t)^2 + y^2 + z^2 \\ a = b = c = R \\ Q_m = \frac{Q_0.6.\sqrt{3}}{R^3.\pi^{3/2}} & (\text{en } w/m^3) \\ Q_{net} = Q_0 = \eta.U.I & (\text{en } W \text{ ou en } J/s) \\ B = \frac{R^3.\pi^{3/2}}{6.\sqrt{3}} & (\text{en } m^3) \end{cases}$$

Finalement le terme source volumique se réduit en :

$$q(x, y, z) = Q_0 \frac{6.\sqrt{3}}{R^3.\pi^{3/2}} \exp\left(\frac{-3.r^2}{R^2}\right) \quad (\text{II. 11})$$

II.3-RESOLUTION NUMÉRIQUE

Le problème a été élaboré sur le code de calcul comsol multiphysique 4.3, Le logiciel Comsol, anciennement appelé FEMLab, est avant tout un outil de résolution d'équations aux dérivées partielles par éléments finis. Sa particularité est de disposer d'une base de données d'équations permettant de modéliser différents phénomènes physiques.

II.3.1-Présentation du code de calcul COMSOL

COMSOL Multiphysics est un logiciel de simulation numérique basé sur la méthode des éléments finis. Ce logiciel permet de simuler de nombreuses physiques et applications en ingénierie, et tout particulièrement les phénomènes couplés ou simulation multi-physiques.

L'utilisateur définit ses couplages ou sélectionne les interfaces prédéfinies. Les différentes étapes du processus de modélisation :

1- définir la géométrie ;

2- les propriétés matériaux ;

3-conditions aux limites ;

4- le maillage;

5- résoudre et afficher les résultats.

Toutes ces différentes étapes sont intégrées dans une seule interface. Des modules d'applications optionnels offre des interfaces spécialisées comme par exemple la mécanique linéaire et non-linéaire, écoulement, transfert de chaleur,.... etc.

Ce logiciel est multiplateforme (Windows, Mac, Linux). En plus des physiques précitées, COMSOL Multiphysics autorise l'utilisateur à définir ses propres systèmes d'équations aux dérivées partielles (EDP), soit sous forme différentielle, soit sous formulation faible. Les couplages avec des équations aux dérivées ordinaires (EDO) et des équations algébro-différentiels (EAD) sont également possibles.

II.3.2-La méthode numérique utilisée

Dans COMSOL Multiphysics, la résolution du système d'équations algébriques est réalisée par la méthode BDF (Backward Differentiation Formula). Le schéma implicite en temps est utilisé, ce qui conduit éventuellement à résoudre un système non-linéaire d'équations à chaque pas de temps. Dans ce cas, la méthode itérative de Newton-Raphson est utilisée, le logiciel résoud ensuite le système résultant avec un solveur du système linéaire. Dans COMSOL Multiphysic, pour la résolution du système linéaire, en fonction du problème traité, on peut choisir un solveur (algorithme de résolution) approprié qui peut être solveur direct (UMFPACK, SPOOLES, TAUCS), solveur GMRES, Gradients Conjugués ou Géométrie Multigrille.

Le solveur direct GMRES a été choisi pour résoudre notre problème thermique. Le solveur GMRES est une méthode itérative de généralisation de minimisation du résidu, elle permet de résoudre des systèmes linéaire du type $a*x = b$ où a est une matrice régulière.

II.3.3-Le maillage

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

Le maillage utilisé pour discrétiser notre domaine d'étude est un maillage lagrangien extrêmement fin dont la progression de la taille des éléments est de 1.3. et les mailles sont de forme triangulaire (figure II.5)

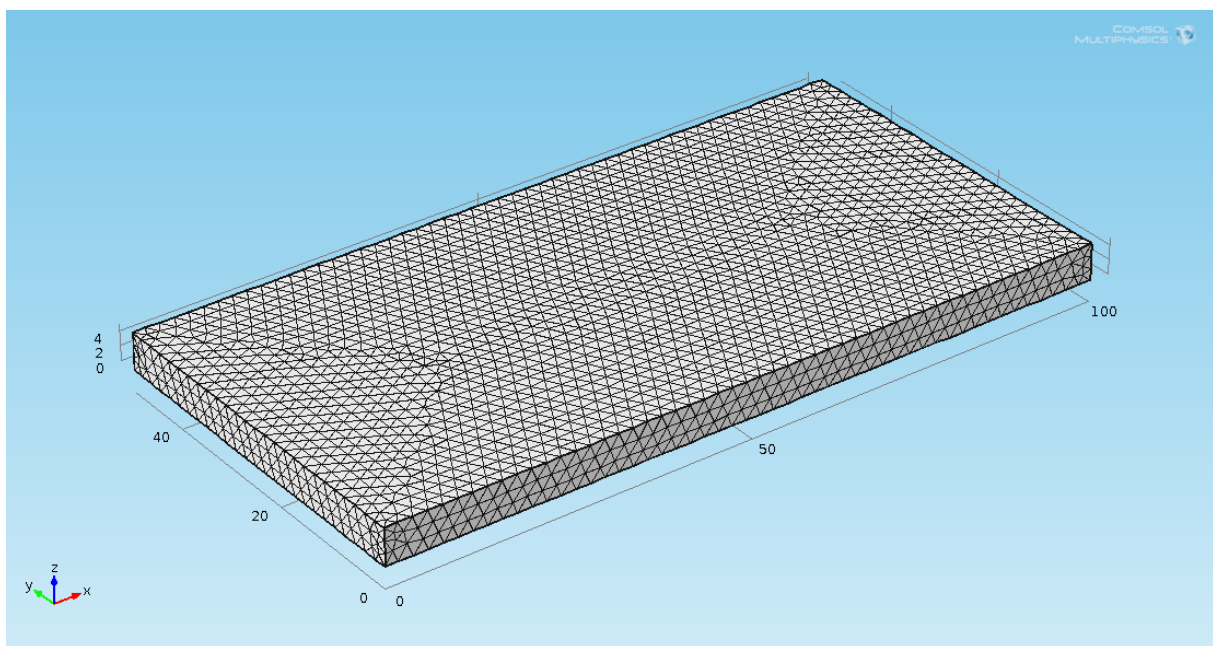


Figure II.5 : Schéma présenté la forme des mailles

III.1 INTRODUCTION

La résolution du problème thermique nécessite la connaissance des caractéristiques thermiques telles que la chaleur calorifique, la conductivité thermique et les coefficients d'échanges thermiques avec l'extérieur. Une tôle de dimensions 5*50*100 (figure III.1) en acier inoxydable dont les propriétés thermophysiques sont données dans le tableau III.1, a été choisi pour valider le modèle.

Paramètre	Valeur
la chaleur spécifique (C_{ps})	602 J/ (kg K)
la densité du matériau (ρ_s)	7500 kg/m ³
la conductivité thermique (k_s)	24 W/ (m K)

Tableau III.1 : les propriétés thermophysique

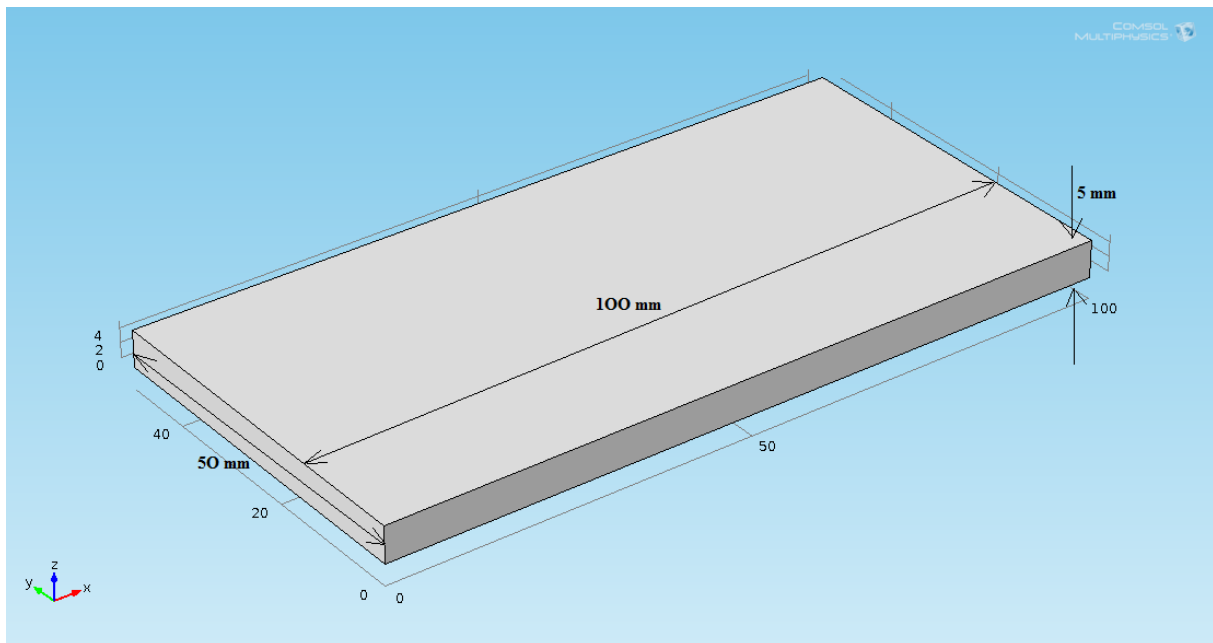


Figure III.1 : Dimensions de tôle

Les coefficients décrivant les échanges thermiques par convection naturelle et rayonnement présentent les valeurs suivantes :

Le coefficient d'échange convectif, $h = 15 \text{ W}/(\text{m}^2\text{K})$, L'émissivité $\epsilon = 0,5$ et la constante de Boltzmann $\sigma = 5,67 \cdot 10^{-8} \text{ w}/\text{m}^2 \cdot \text{K}^4$.

Quant aux paramètres de soudage utilisés sont les suivants:

La tension de soudage $U = 10 \text{ V}$, intensité $I = 60 \text{ A}$, vitesse $V_s = 1 \text{ mm/s}$, rendement $\eta = 0,65$.

On ce qui concerne la source de chaleur, les tests numériques sont effectués pour deux modèles de sources : modèle de répartition surfacique et répartition volumique. Les paramètres de la source thermique utilisée sont tirés de la bibliographie. La taille de la source focale (rayon) considérée est égale à 5mm de rayon.

III.2 Analyse du champ thermique

Dans ce chapitre on va évaluer la répartition thermique dans la tôle dans les deux cas de source de chaleur considérés :

III.2.1 Cas d'une répartition surfacique :

Les résultats obtenus sont présentés dans les figure.III.2, 3, 4, 5, 6.

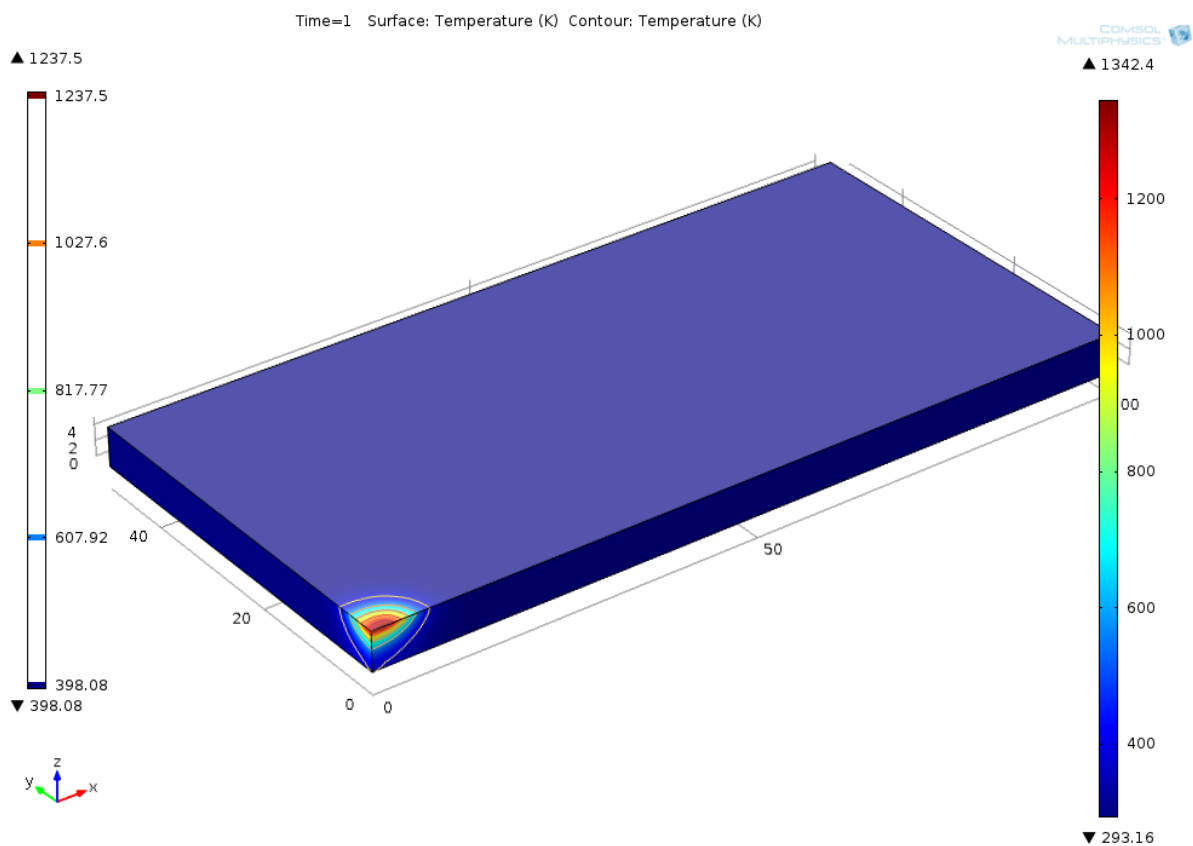


Figure.III.2 : répartition thermique à $t=1s$

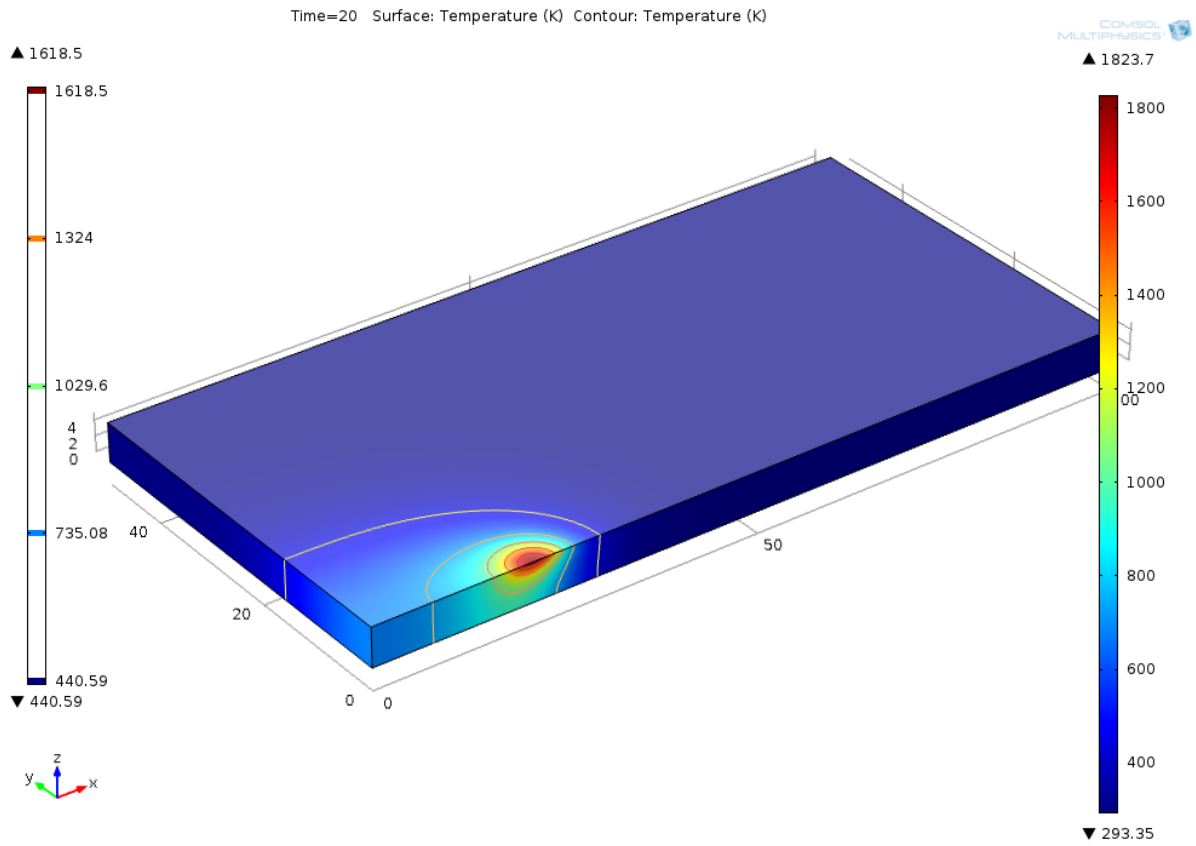


Figure.III.3 : répartition thermique à $t=20s$

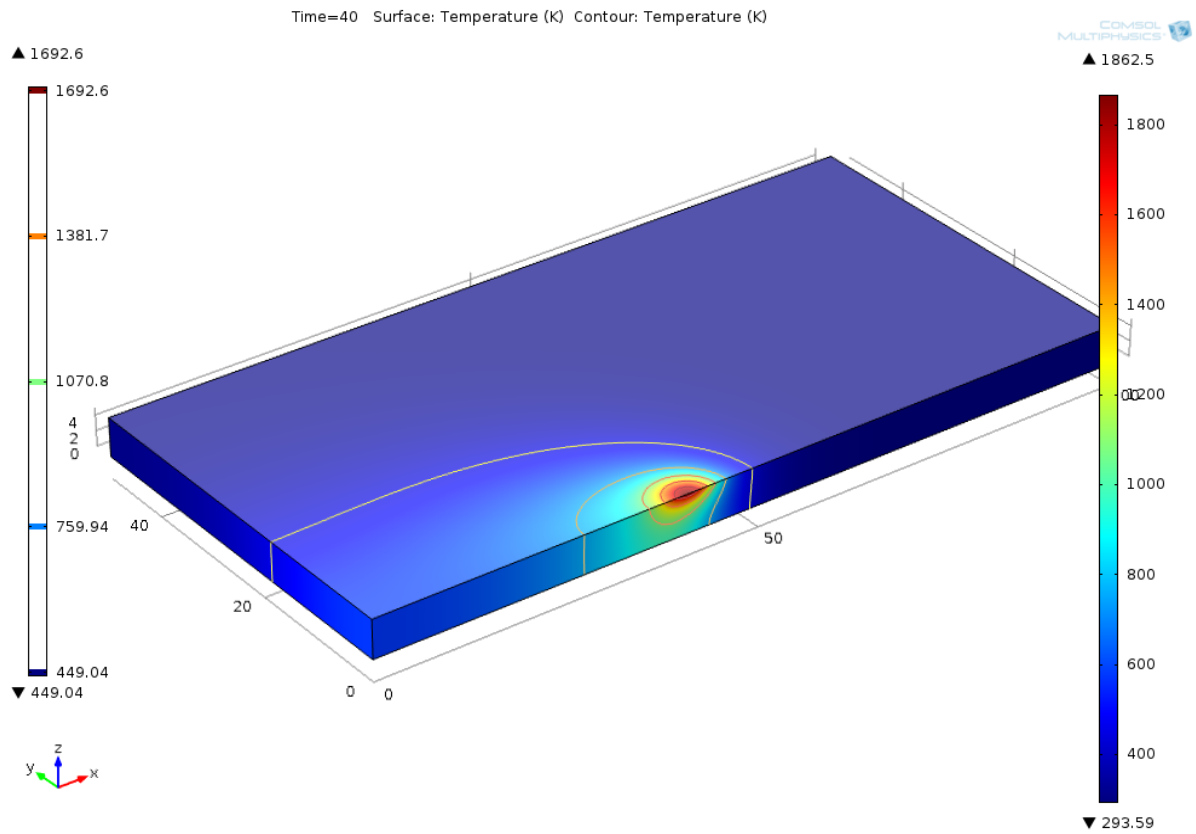


Figure.III.4 : répartition thermique à $t=40s$

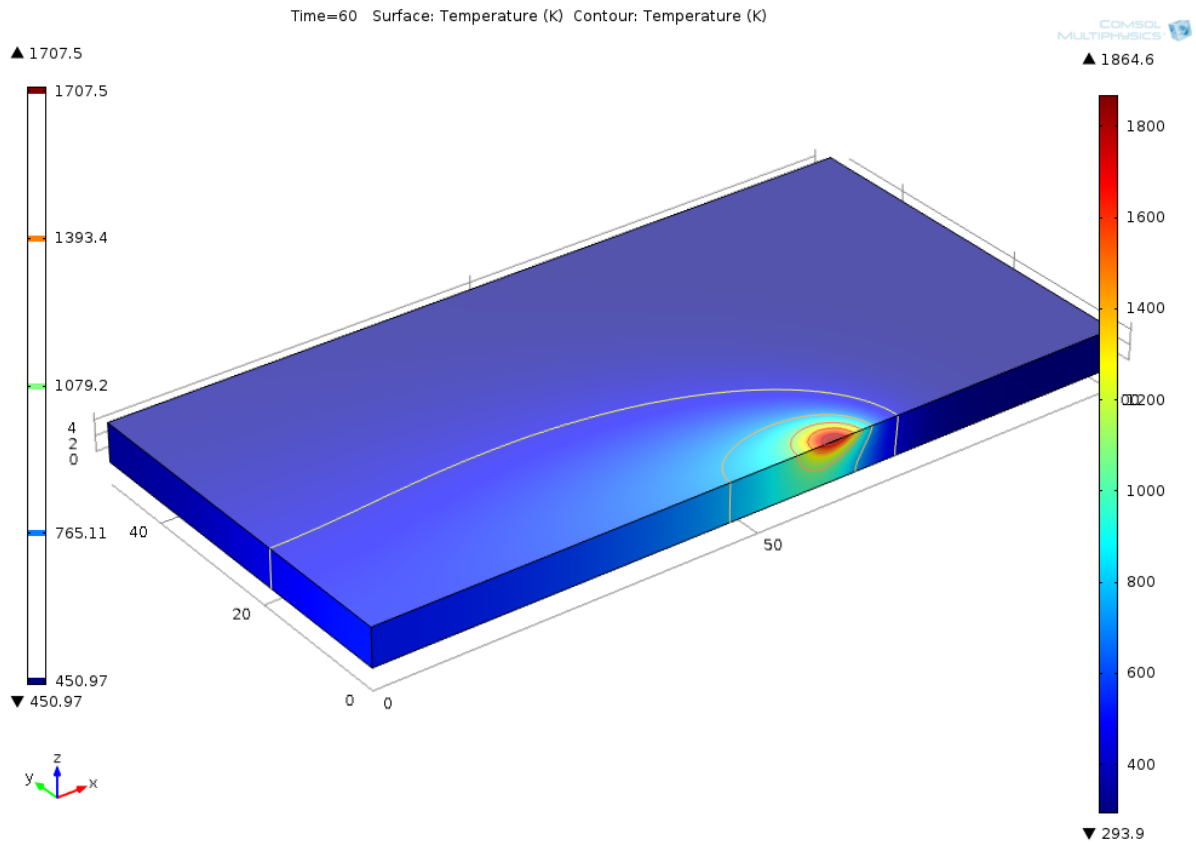


Figure.III.5 : répartition thermique à $t=60s$

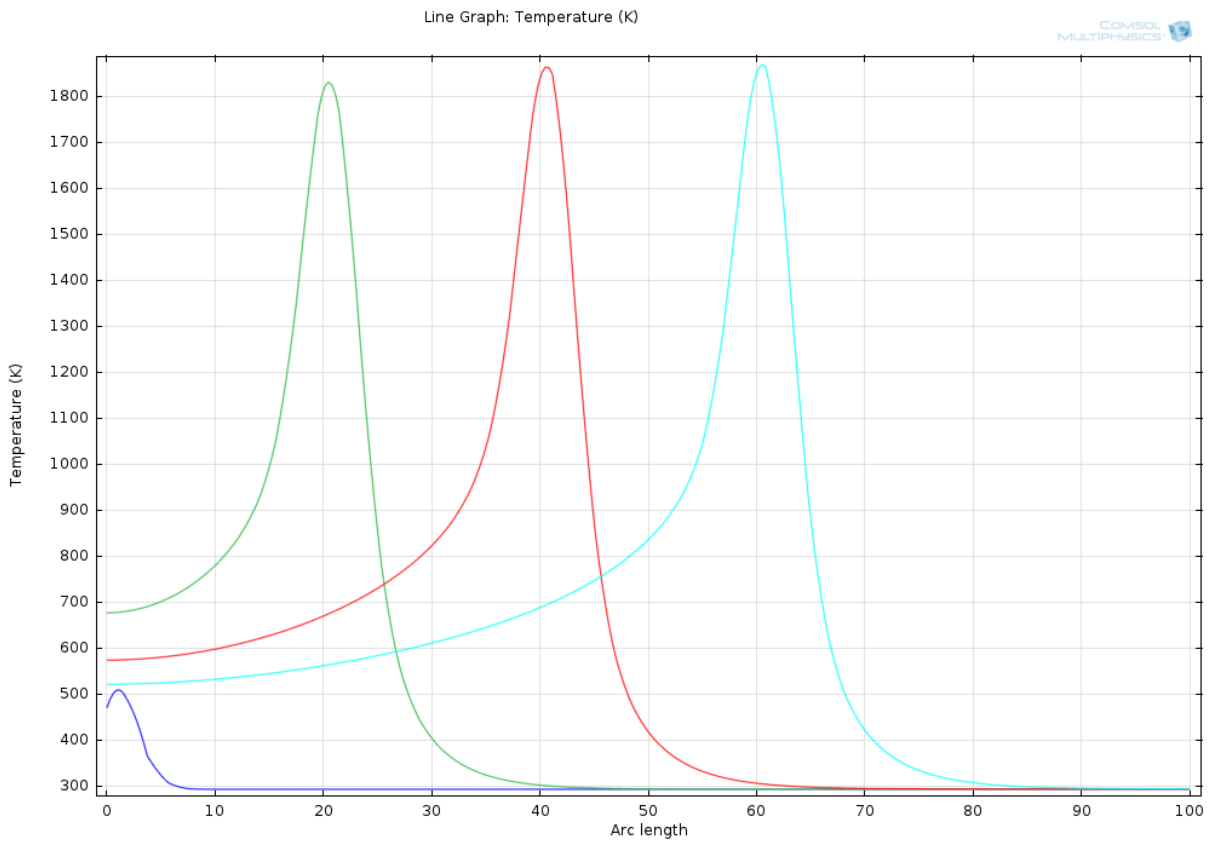


Figure.III.6 : Evolution de température à déférant instant ($t = 1, 20, 40, 60s$)

Ces figures présentent l'évolution de la température à différents instants ($t = 1, 20, 40, 60s$) lors du processus de soudage.

Les figure III.2, 3, 4, 5, présentent le champ de température calculé à différents instants ($t = 1, 20, 40, 60s$). Ces figurent permettent de vérifier que les surfaces isothermes constituent des demi-ellipsoïdes (problème axisymétrique) de révolution dans la zone proche de la source. Lorsque l'on s'éloigne du disque de la source, les isothermes deviennent sphériques puis tendent vers des surfaces planes. En outre, on observe la localisation de l'isotherme maximale dans le rayon de la source.

La figure II.6, montre l'évolution de la température le long du trajet de la source pour ($t = 1, 20, 40, 60s$), Cette figure confirme les constatations précédentes c'est-à-dire que des gradients thermiques importants se situent autour de la source. En comparant avec les résultats donnés dans la littérature [3,4], le modèle numérique donne une bonne corrélation au niveau des profils de température.

III.2.2 Cas d'une répartition volumique :

Les résultats obtenus sont présentés dans les figure.III.7, 8, 9 ,10 ,11. Mêmes constatations et mêmes phénomènes se reproduisent dans cette simulation, à différence que les bases des isothermes paraissent plus larges dans ce cas de répartition volumique de l'apport de chaleur.et les températures sont donc plus importantes.

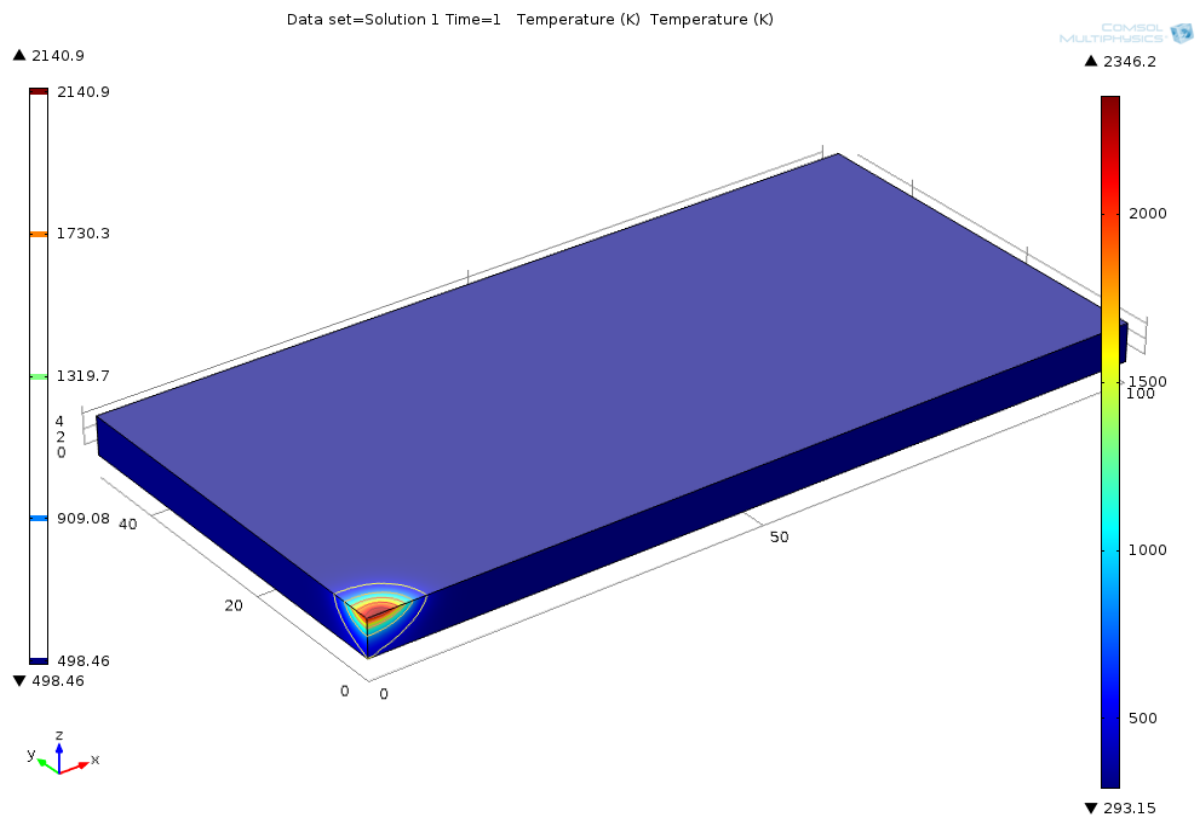


Figure.III.7 : répartition thermique à t=1s

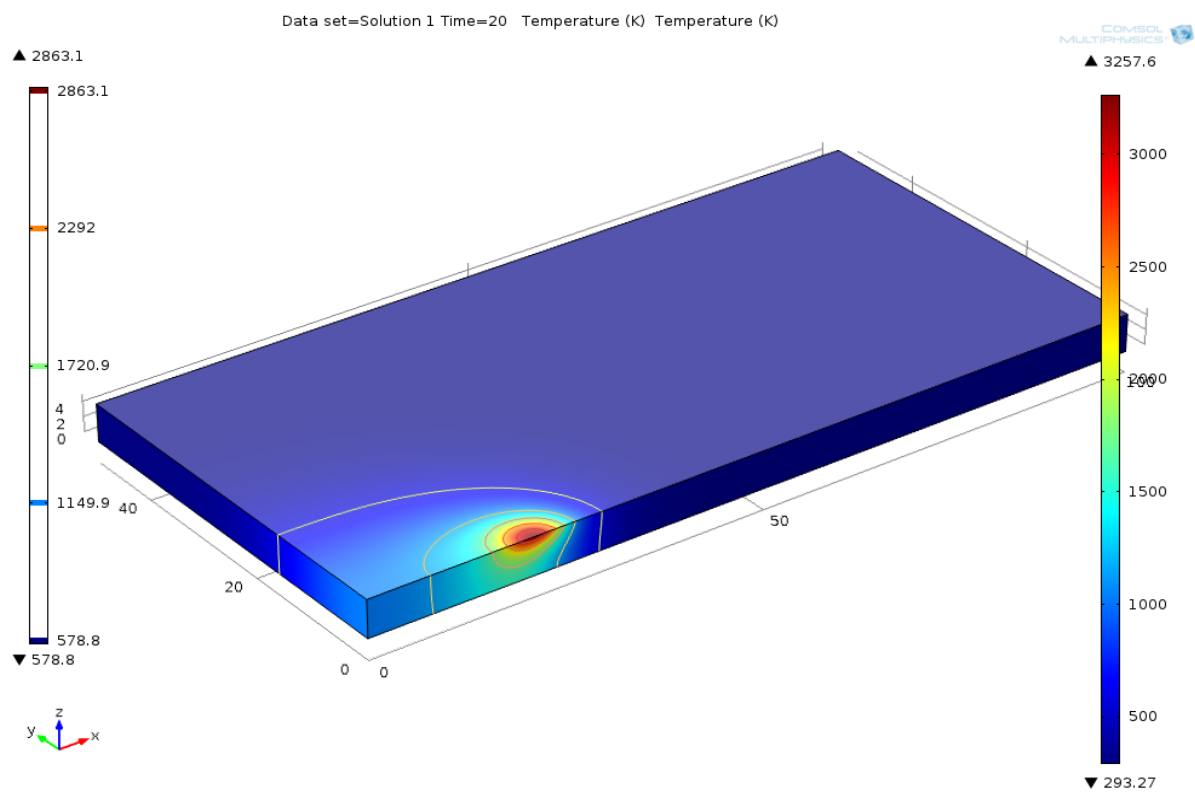


Figure.III.8 : répartition thermique à t=20s

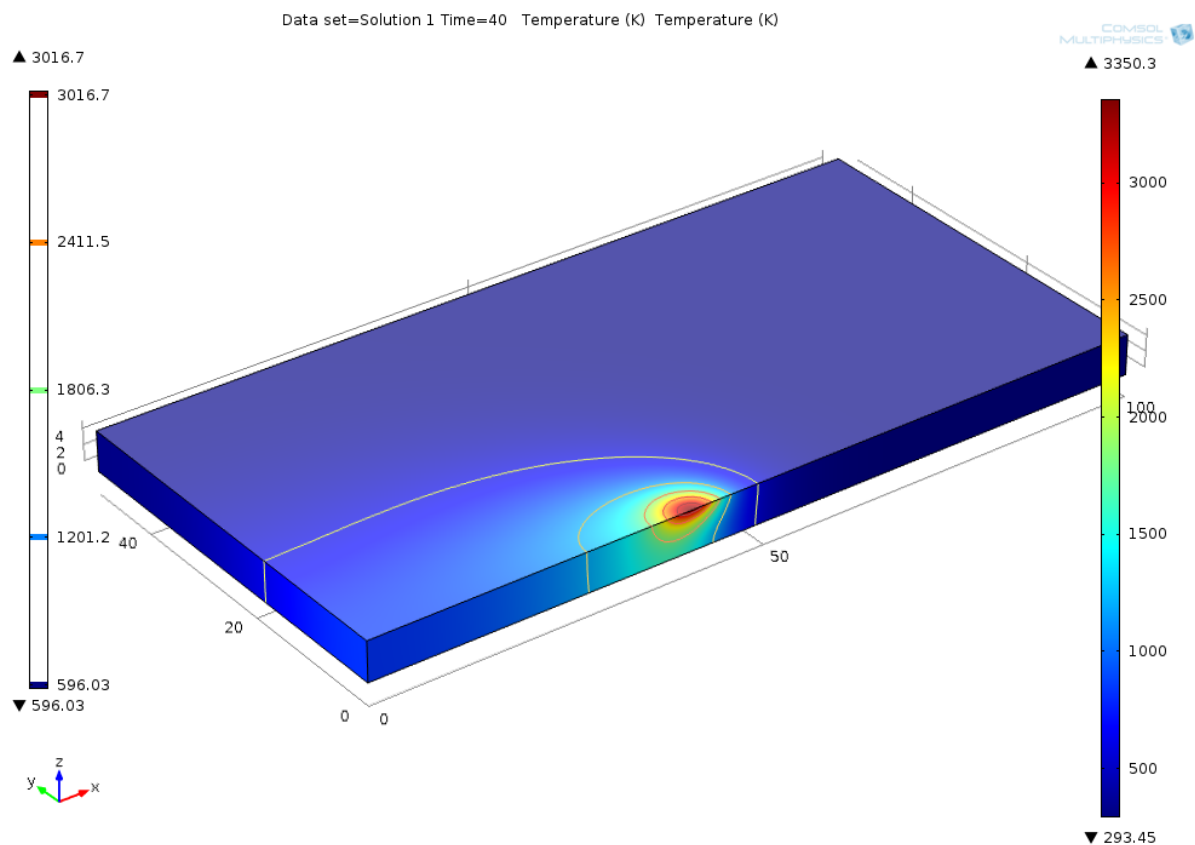


Figure.III.9 : répartition thermique à t=40s

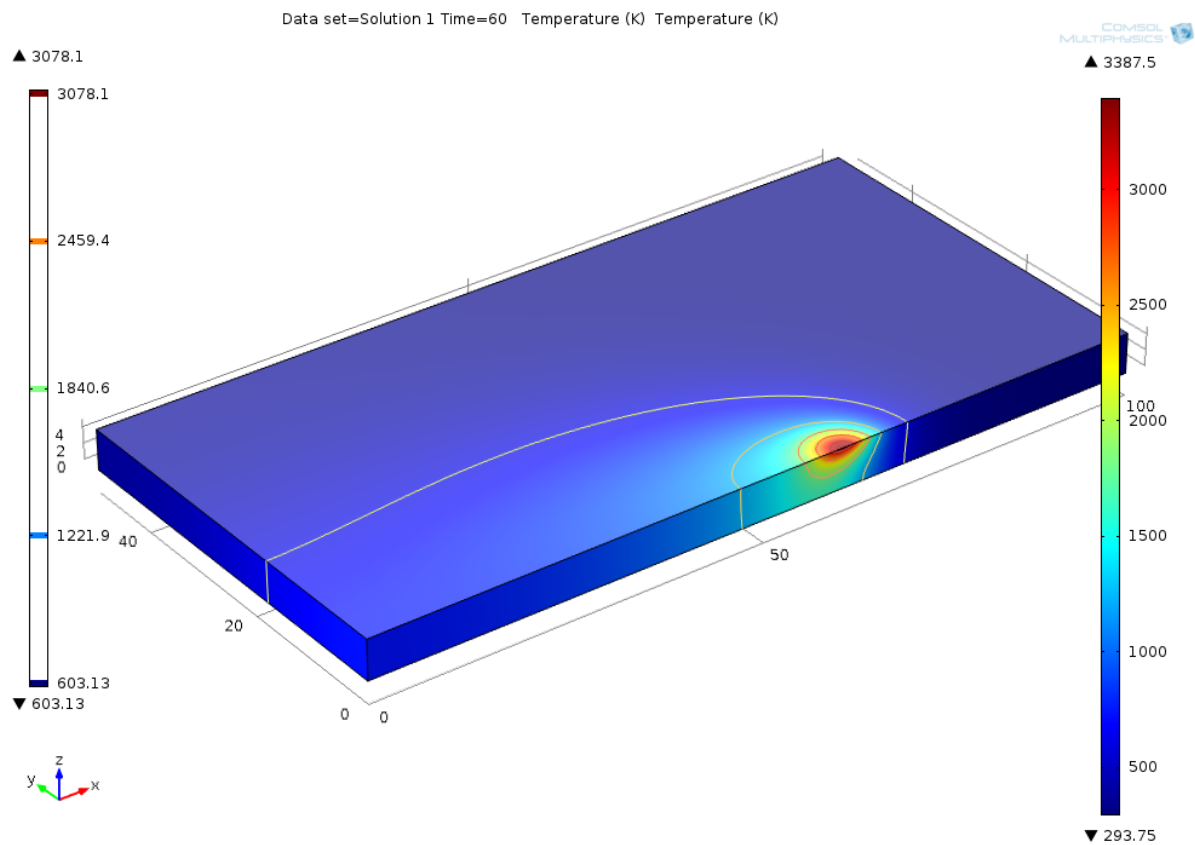


Figure.III.10 : répartition thermique à t=60s

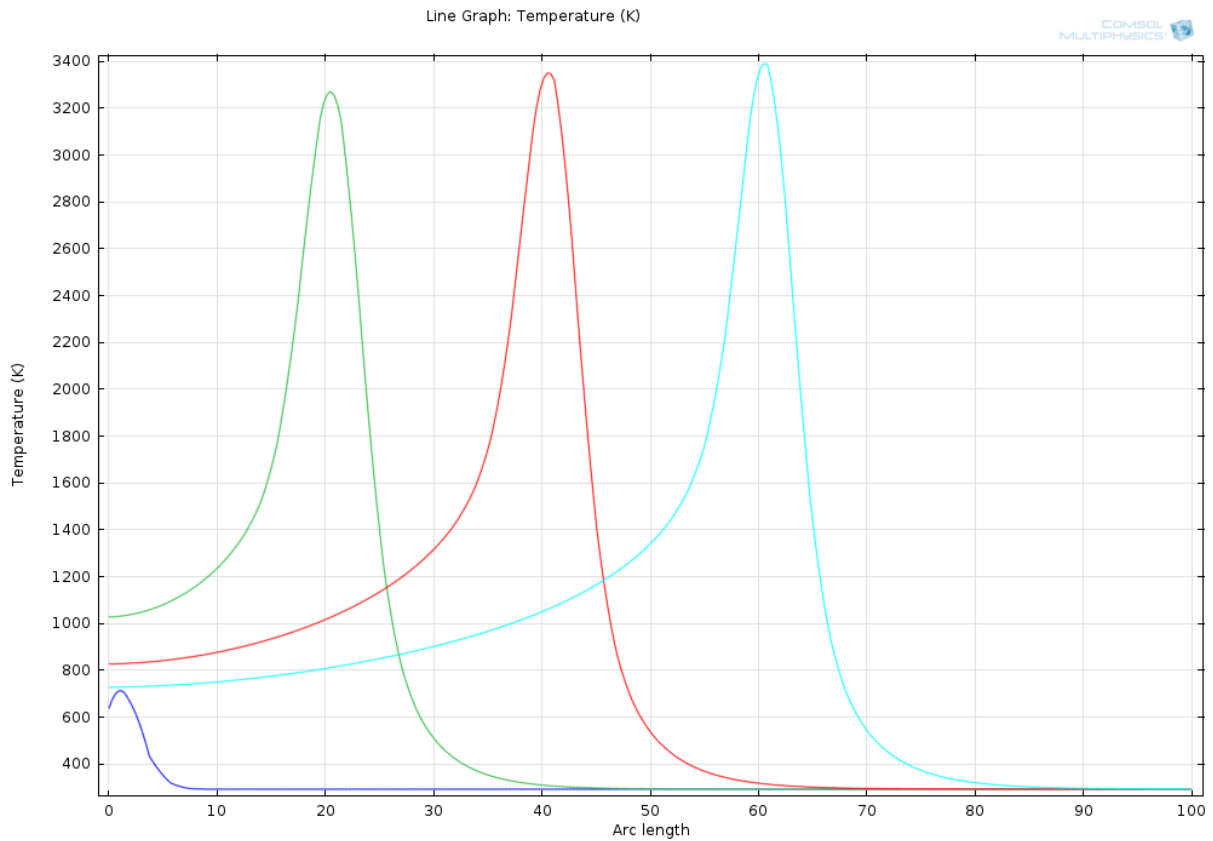


Figure.III.11 : Evolution de température à déférant instant(t = 1, 20, 40, 60s)

III.2.3. Comparaison entre source volumique et surfacique

figure.III.12 suivante donne une comparaison entre les évolutions des températures maximales atteintes au cours du soudage (on rappelle que seulement la phase de soudage est simulée) avec les deux types de représentations de l'apport de chaleur.

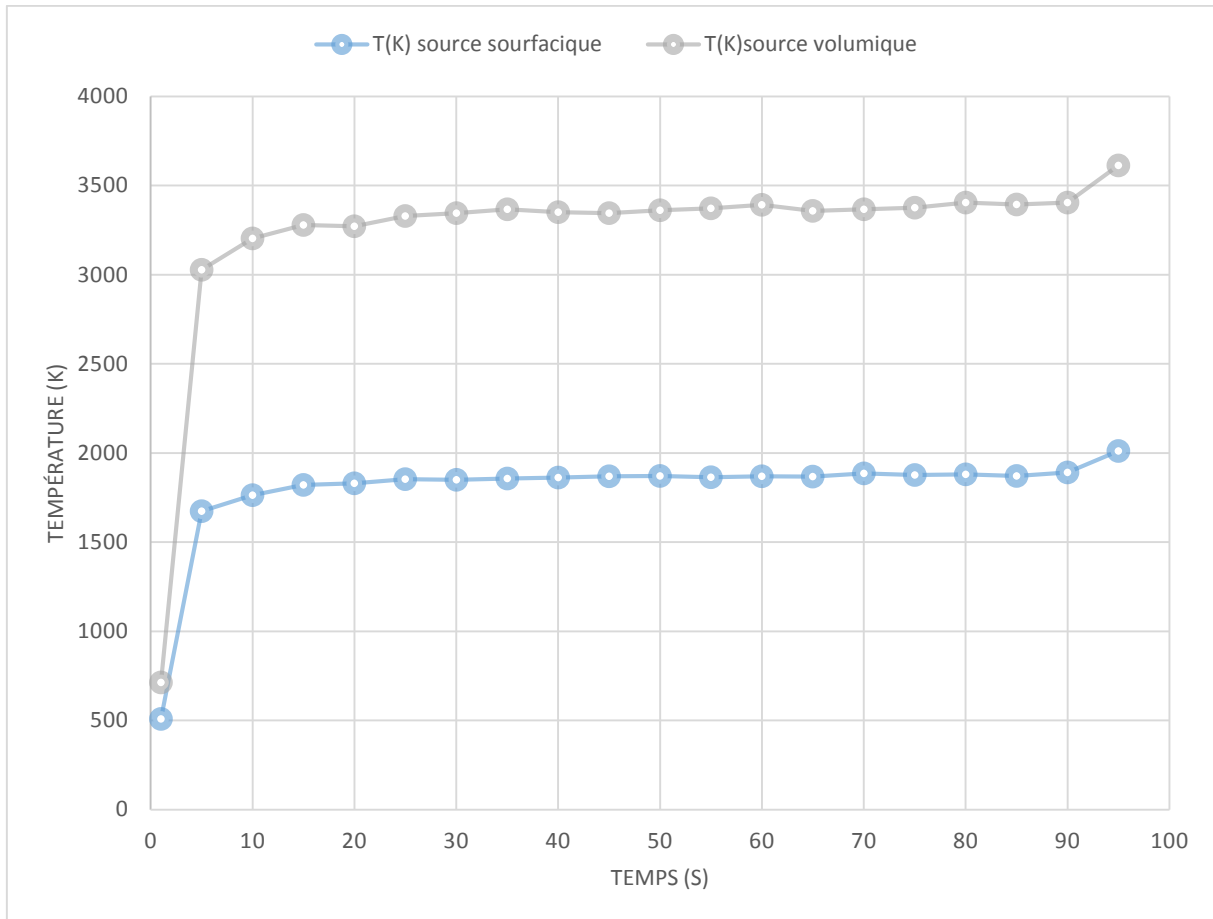


Figure.III.12 Evolution de température en fonction de temps

De cette figure on peut conclure que l'échauffement du métal est caractérisé par deux régime : un régime d'échauffement très rapide, et lorsque la température de fusion est atteinte, l'échauffement est pratiquement stationnaire.

En outre, en comparant les deux cycles thermiques, des températures importantes sont obtenues dans le cas d'apport de chaleur volumique.

ANNEXES

Programme

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

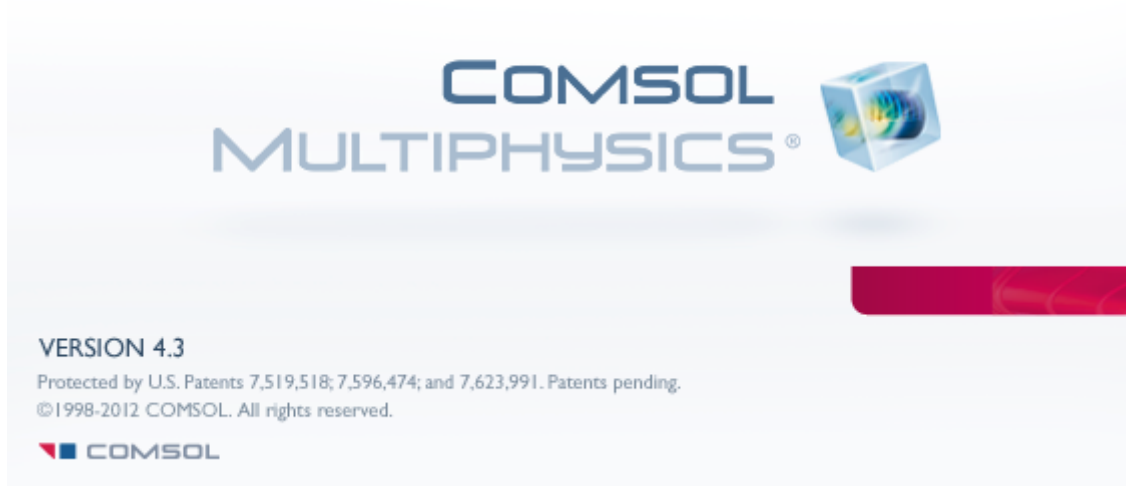
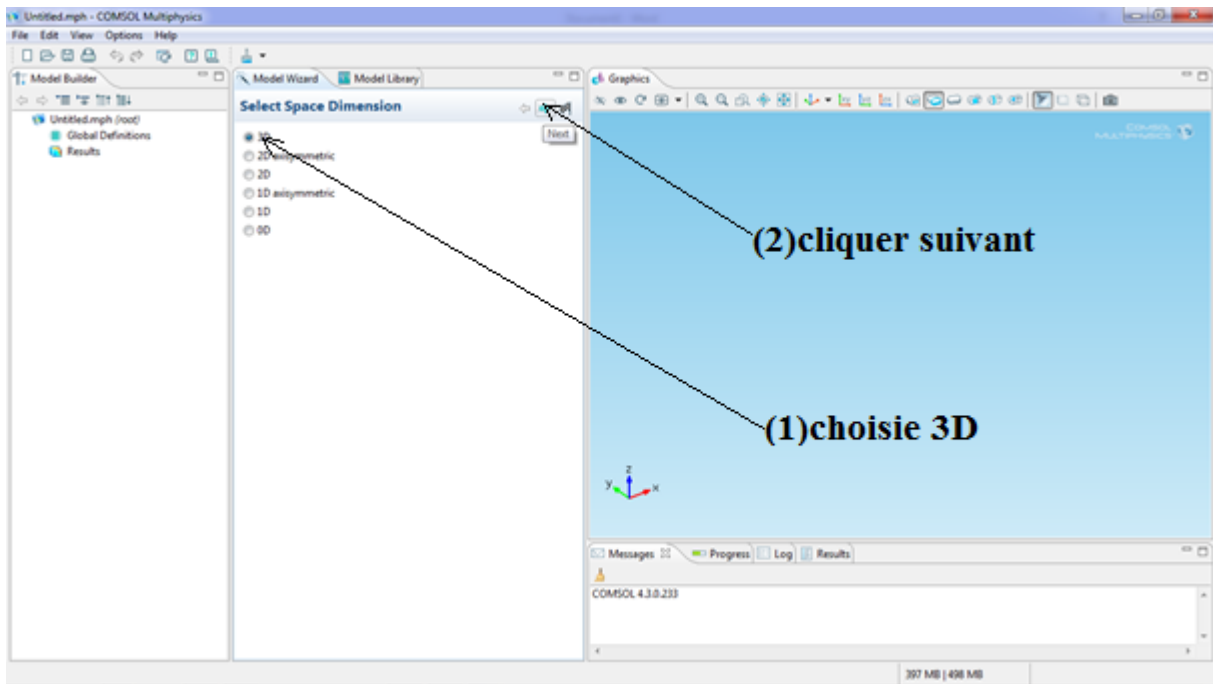


Figure 2-1 : affichage au démarrage

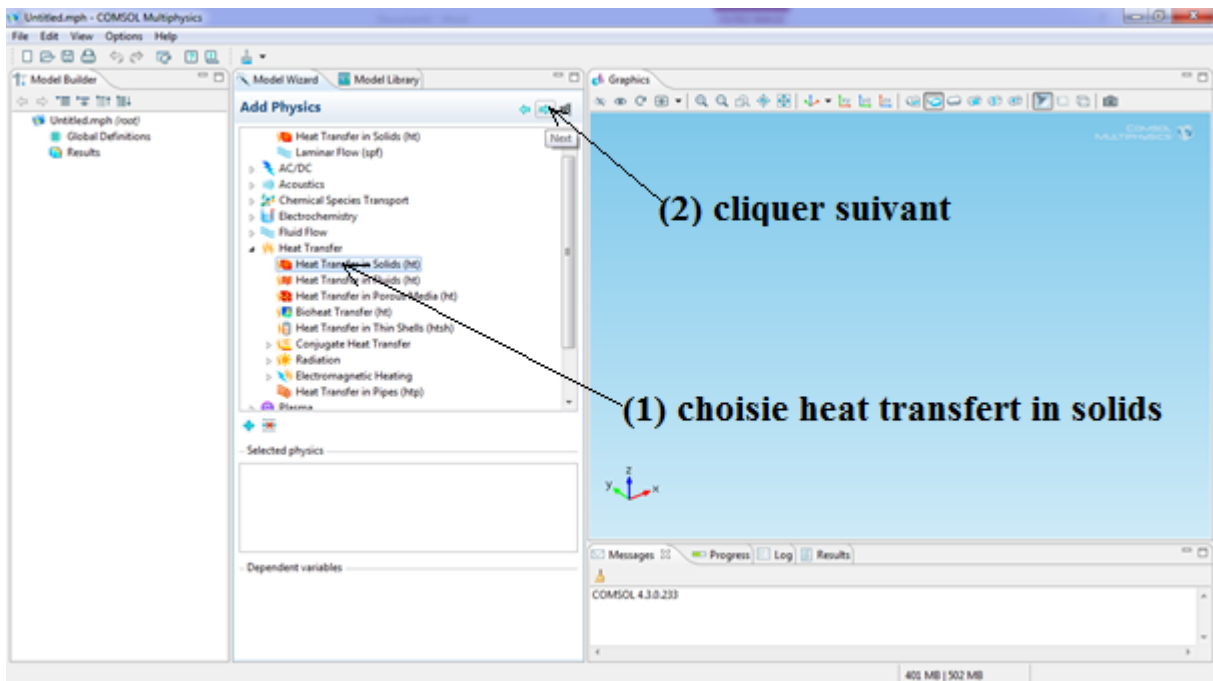
1-Choix la dimension de l'espace :

Au démarrage du logiciel, le navigateur de modèle apparaît. C'est lui qui permettra de définir le ou les modèles physiques qui seront utilisés. C'est aussi ici que la dimension de l'espace est choisie3D.

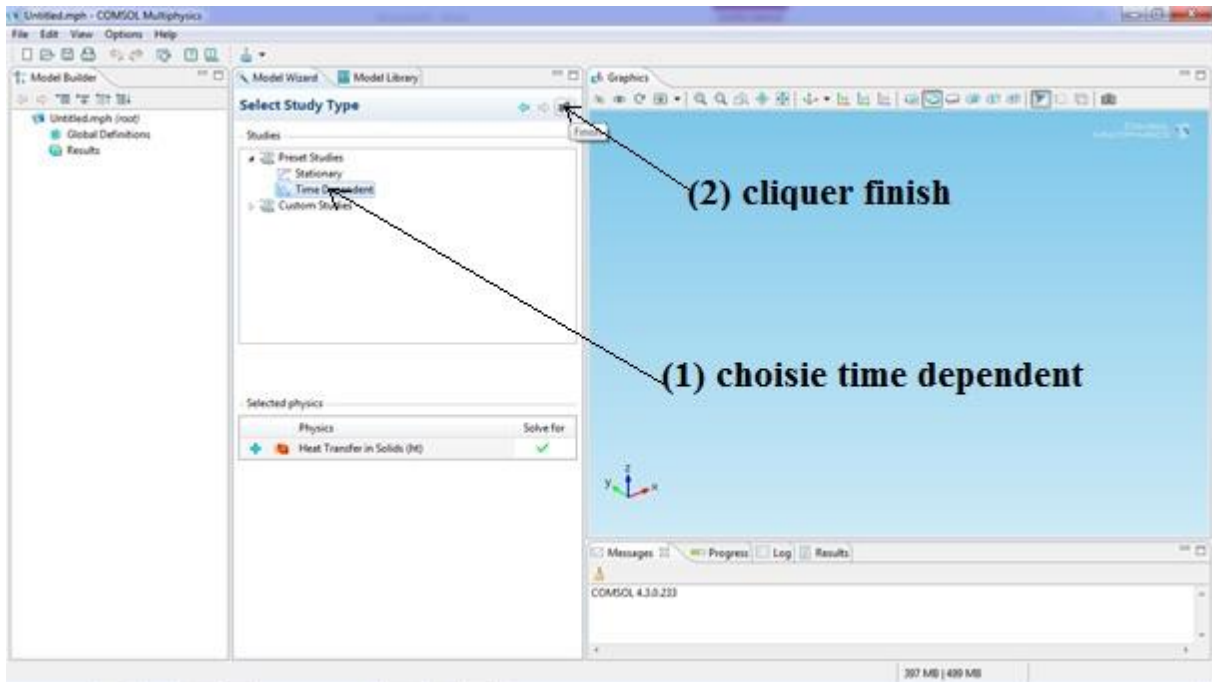


2-Choix le modèle physique :

Nous allons commencer par l'étude du champ de température. Lancez donc le module transfert de chaleur dans le navigateur de modèle

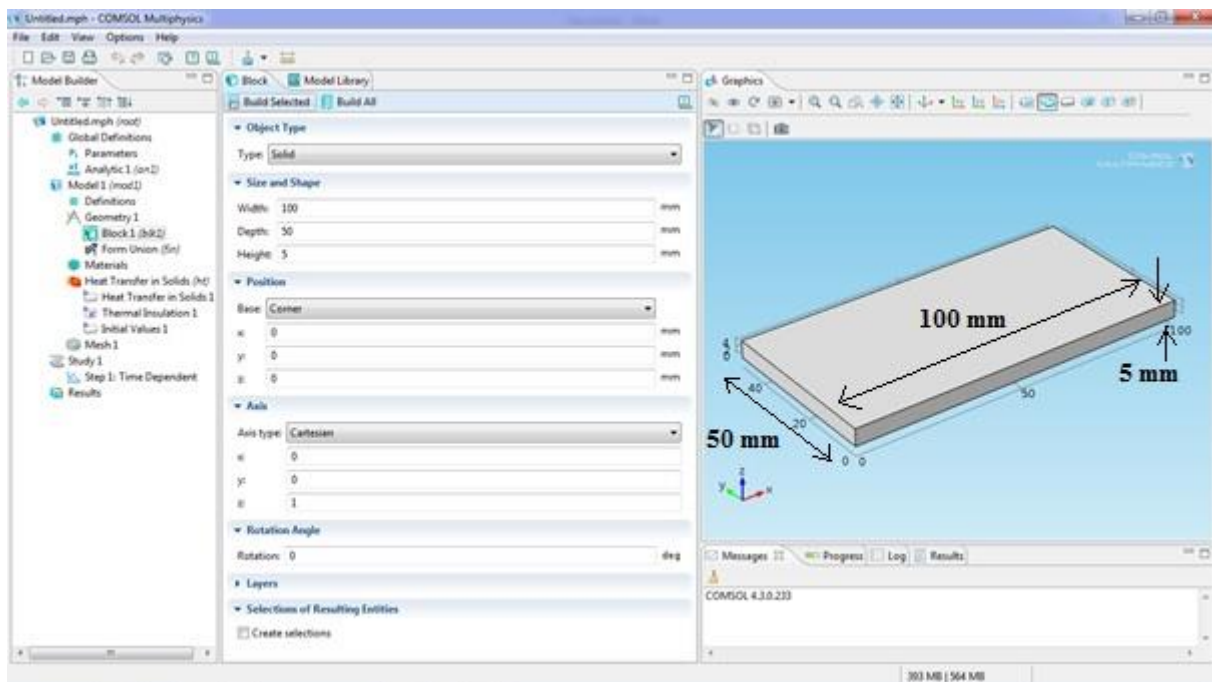


3-Choix le mode transitoire :



4-Géométrie :

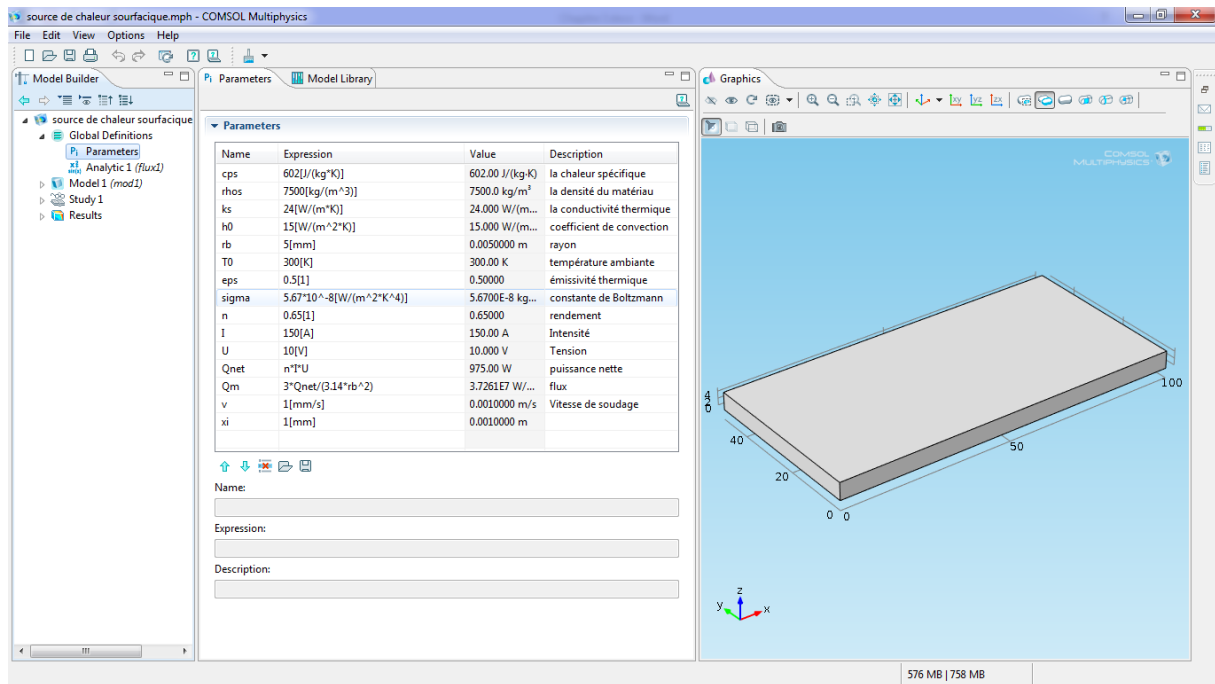
La première chose à faire une fois le programme ouvert est de dessiner la géométrie de notre système



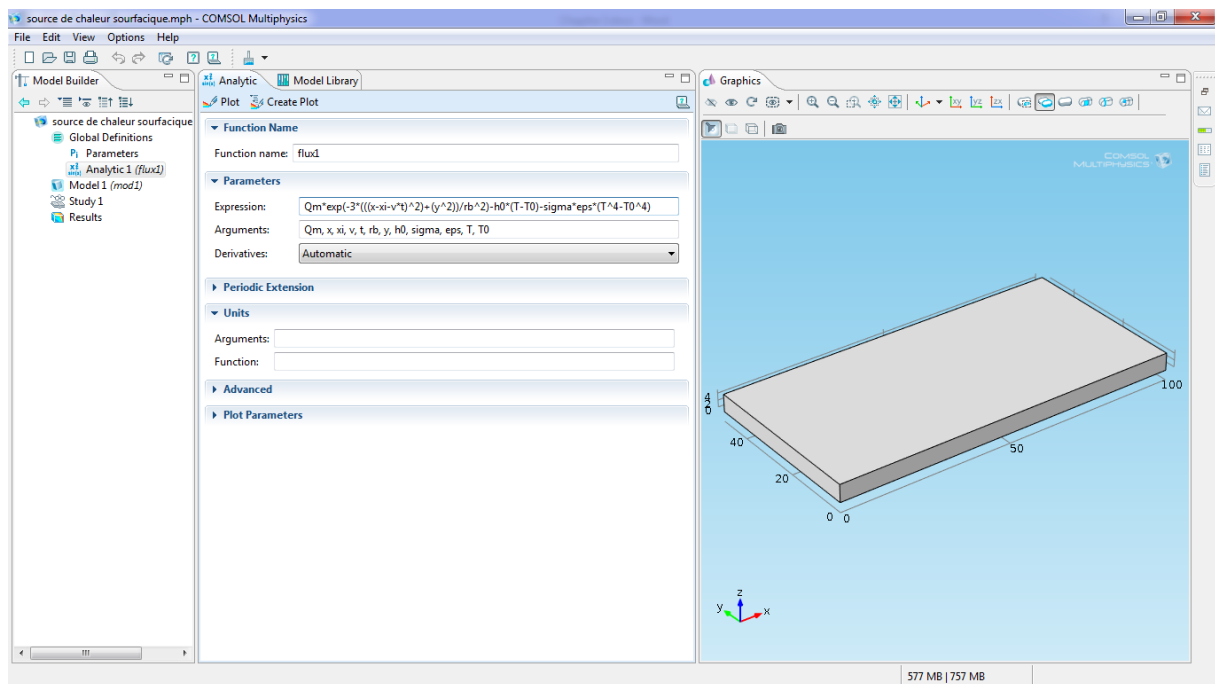
4-les paramètres physiques :

Le but est ici de définir les paramètres physiques qui définissent le domaine : la chaleur spécifique, la densité du matériau, la conductivité thermique,...etc. Les paramètres sont évidemment liés au modèle physique étudié.

Une bibliothèque de matériaux est à disposition dans Comsol.

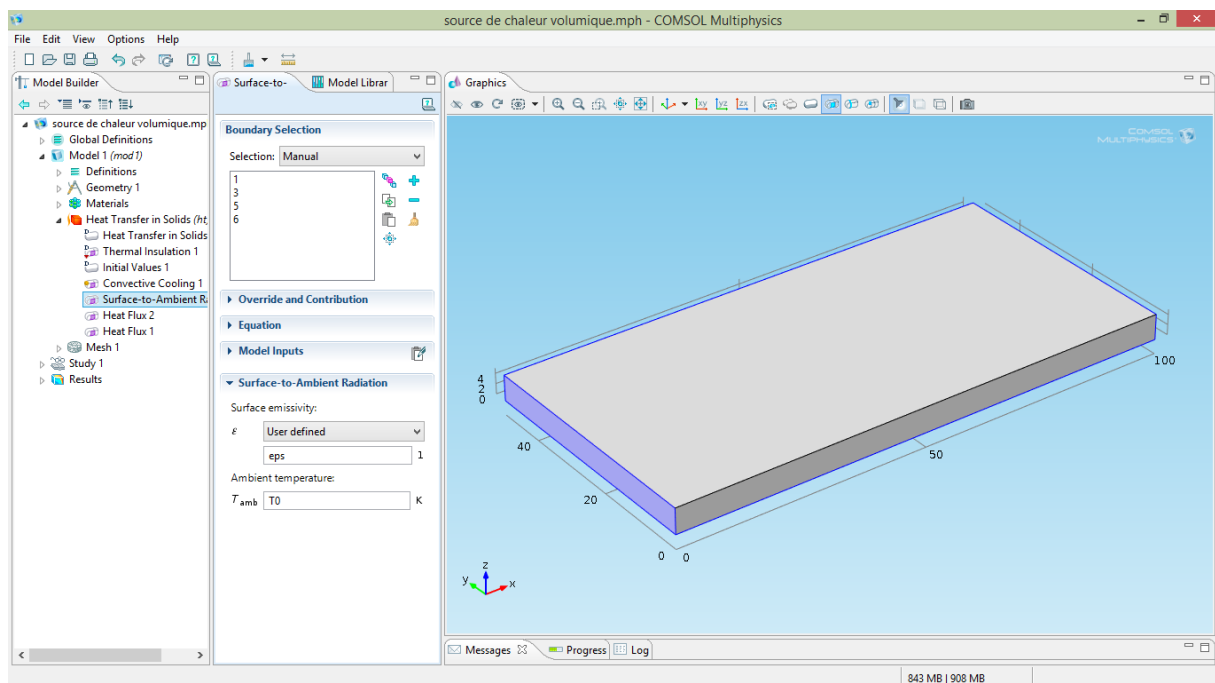
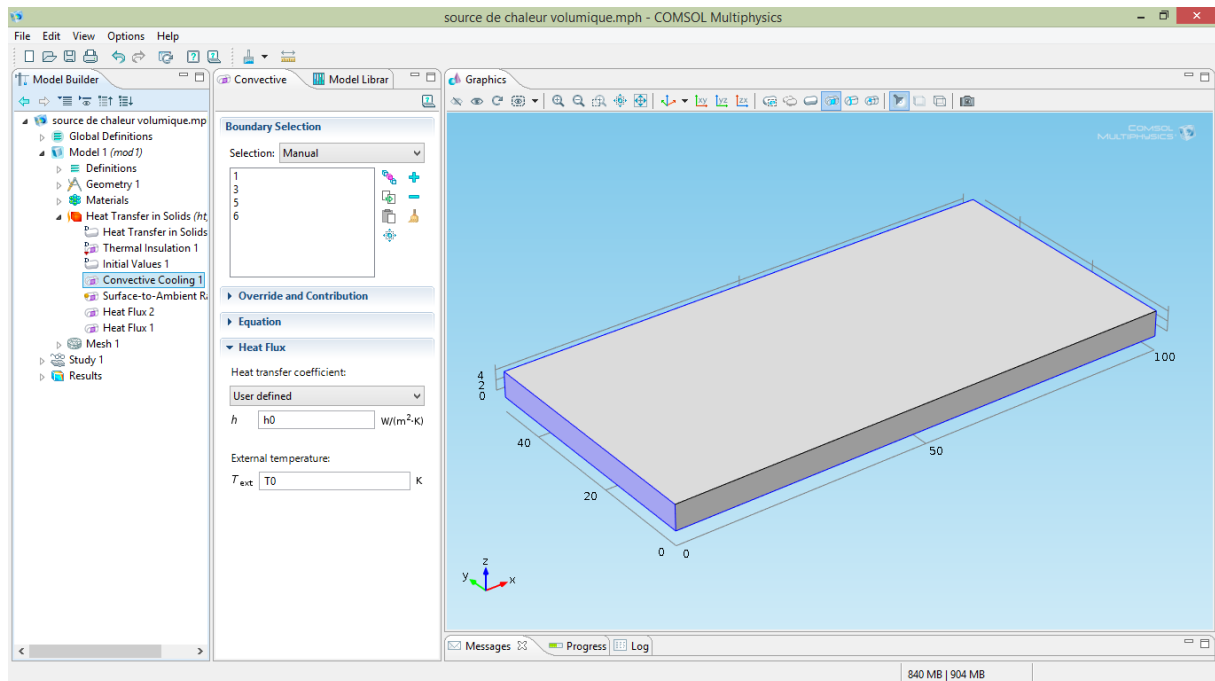


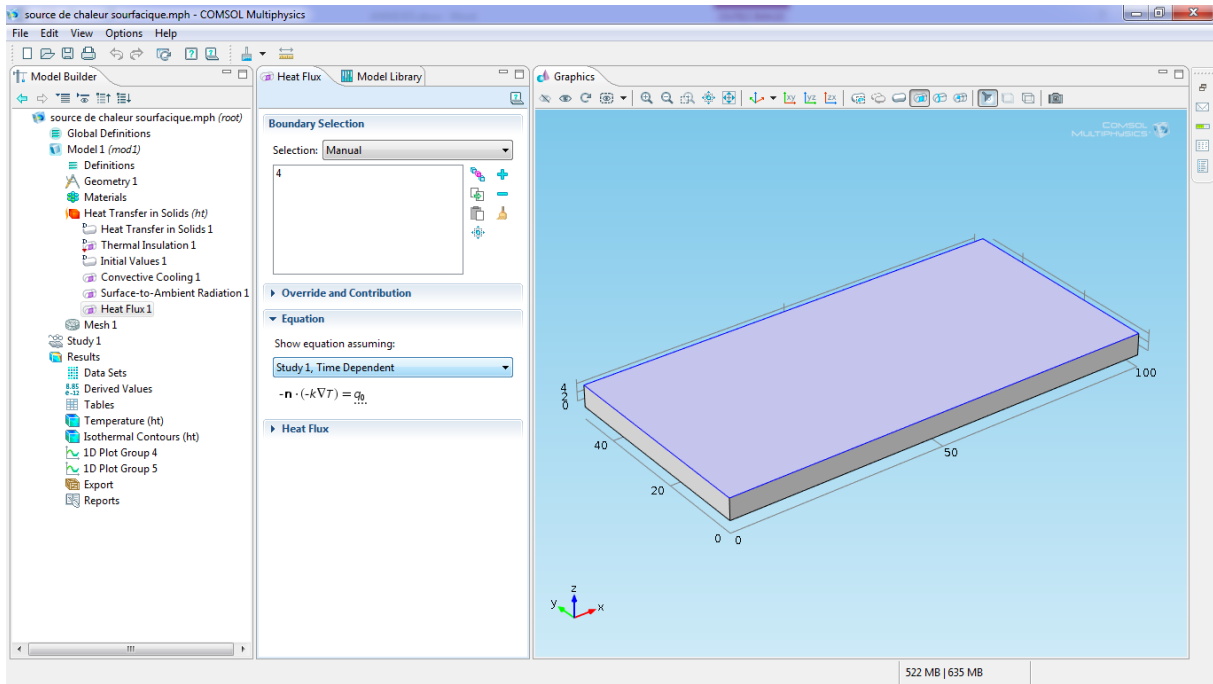
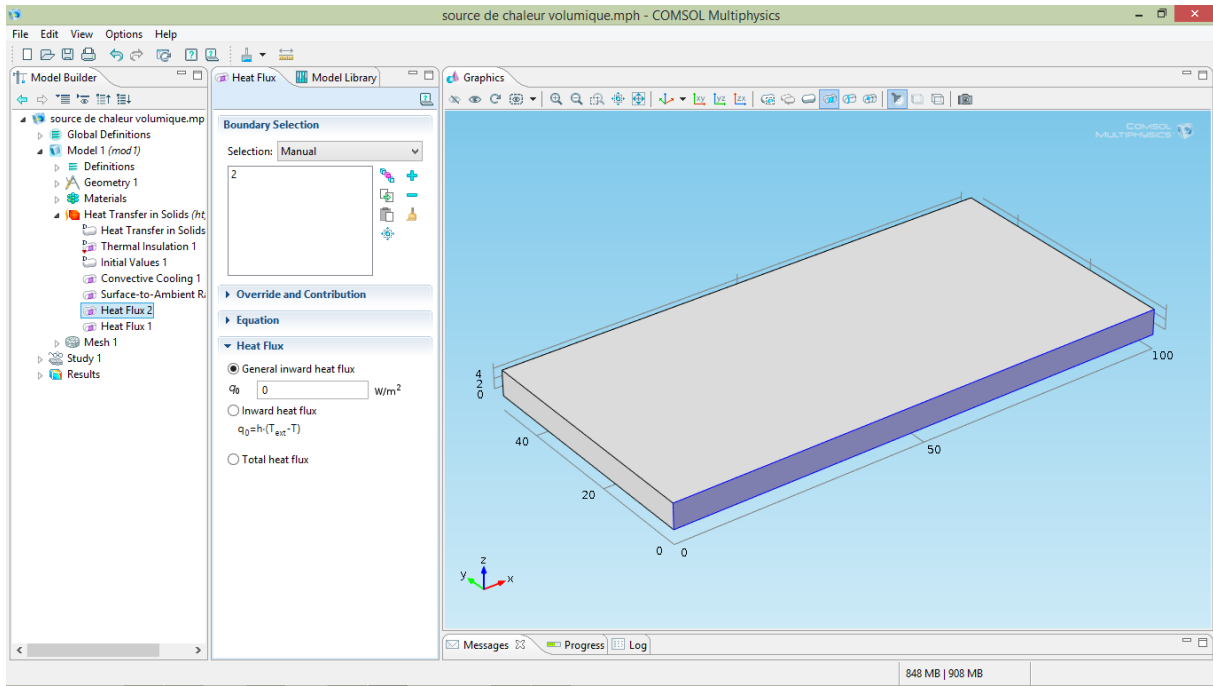
4-fonction de flux de chaleur (source de chaleur surfacique) :



5-conditions aux limites :

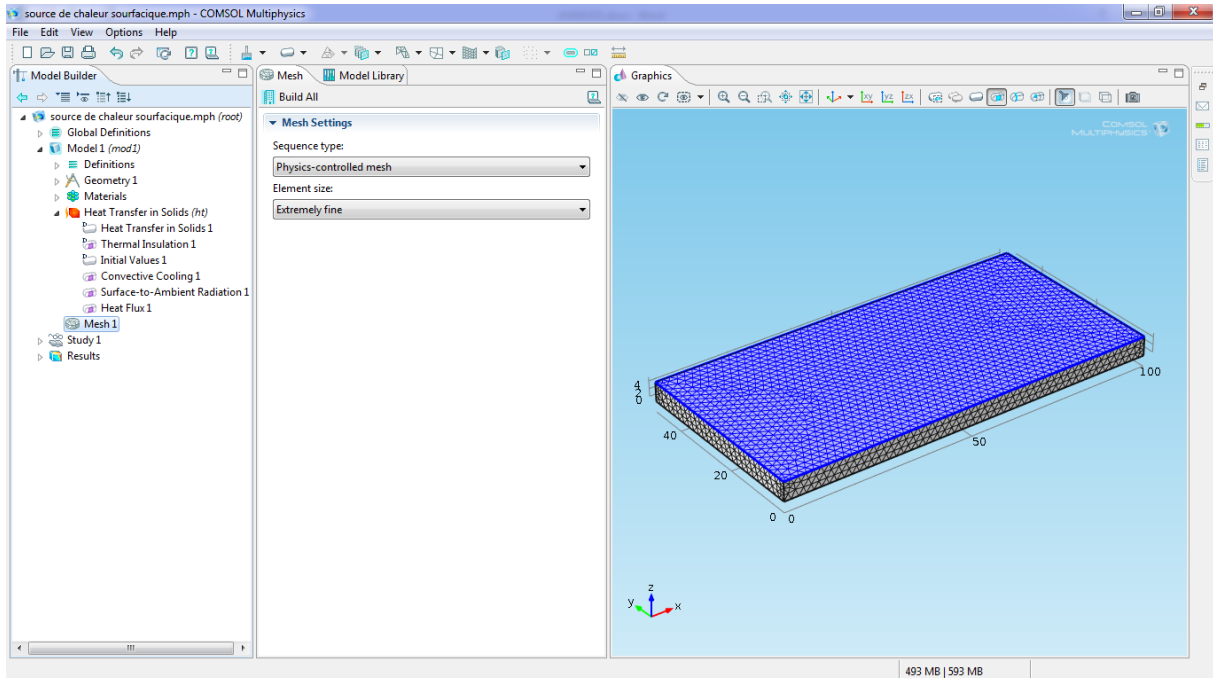
Pour résoudre les EDP, il est nécessaire de définir un certain nombre de conditions aux limites cohérentes.





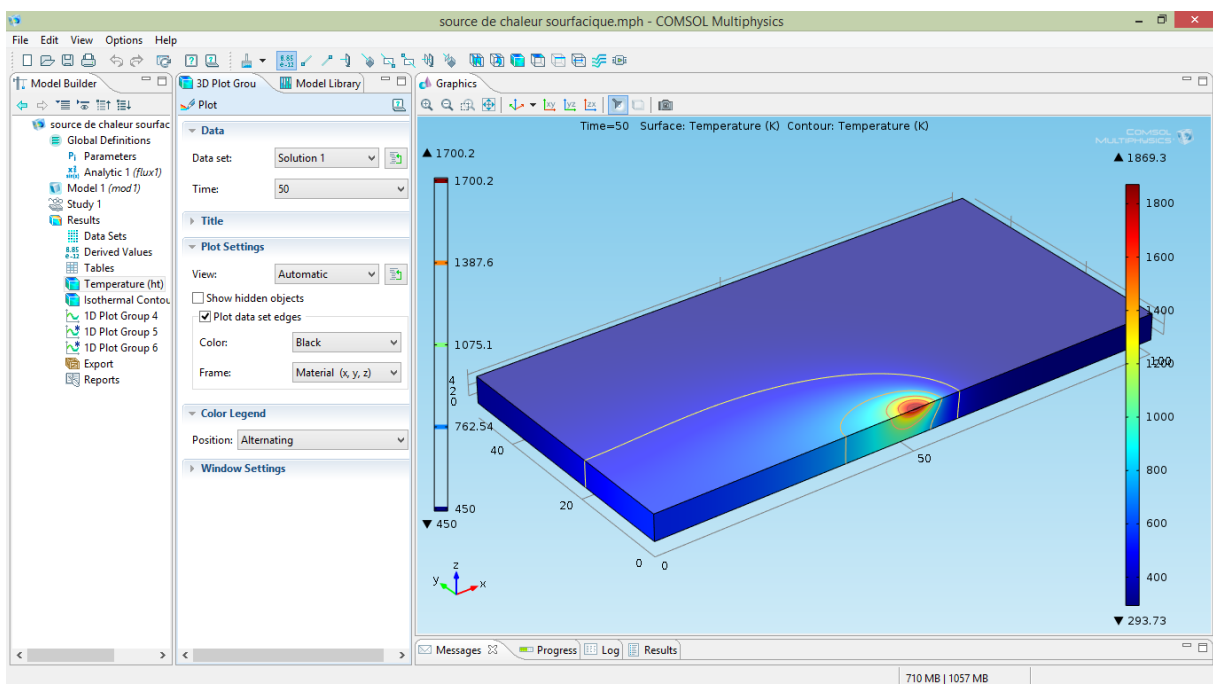
6-Maillage :

Le COMSOL propose neuf types de maillages de différentes finesses, de l'extrêmement fin à l'extrêmement grossier.

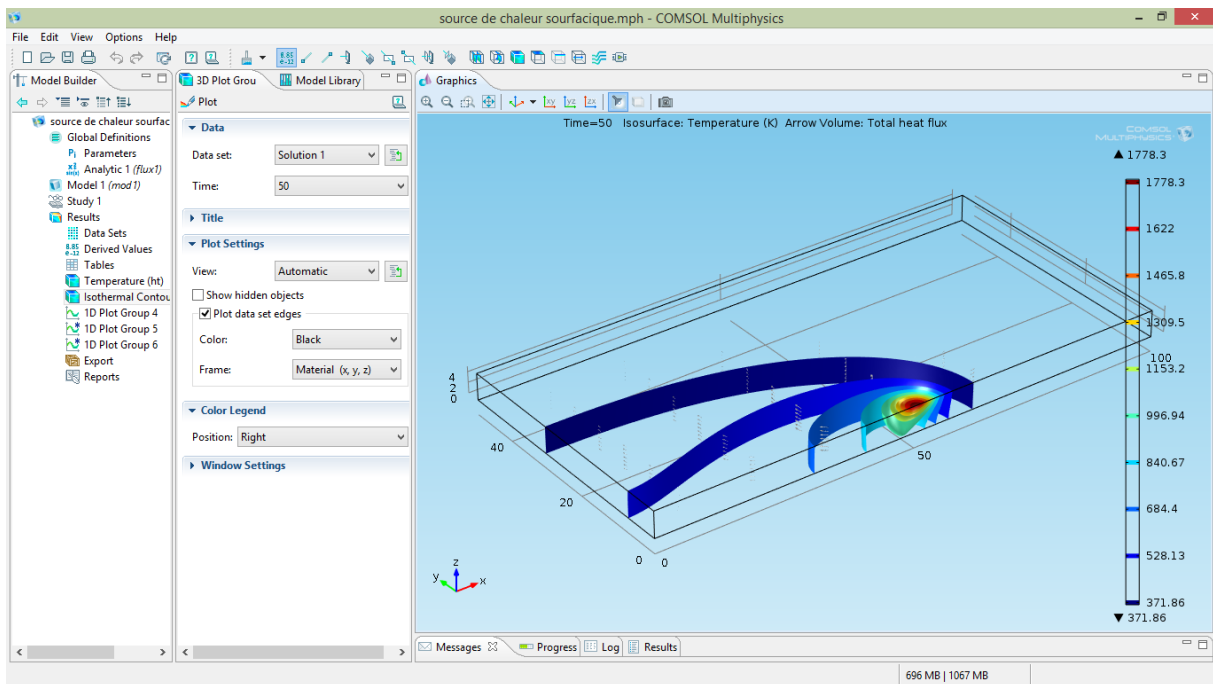


7-Résultats :

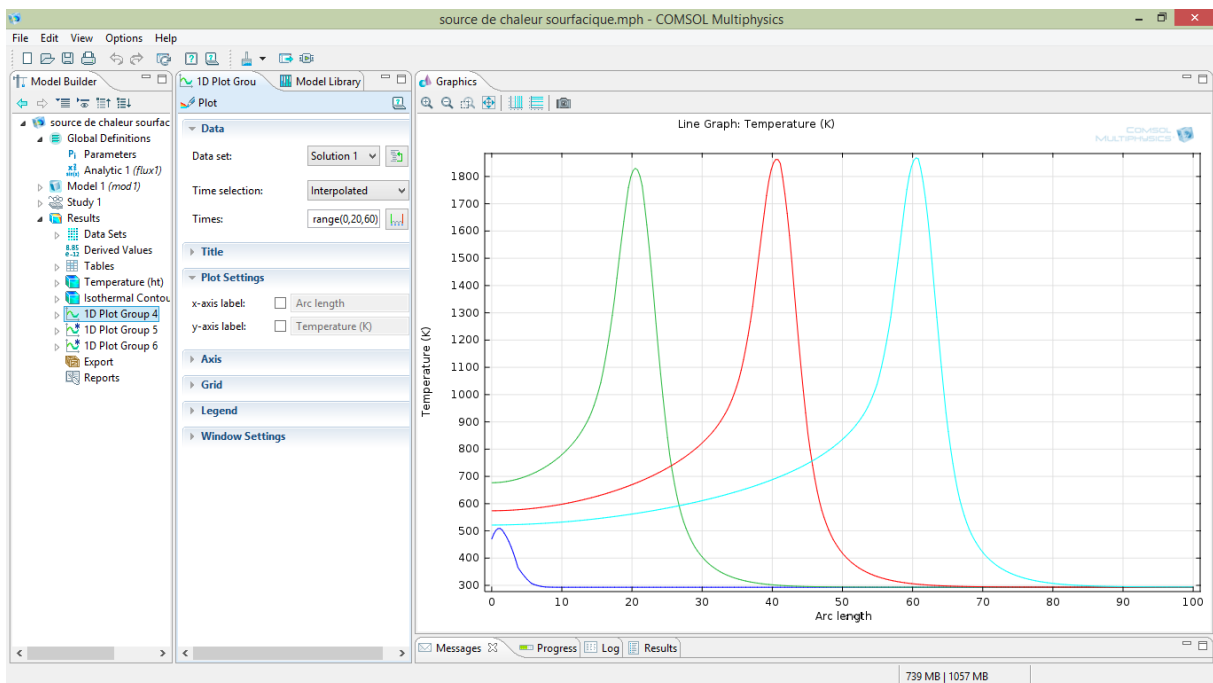
A- répartition thermique à t=50s



B- isothermes contour



C-Evolution de température à t=50s



CONCLUSION GÉNÉRALE ET PERSPECTIVES

CONCLUSION GÉNÉRALE

Dans ce travail, nous avons présenté un modèle numérique pour la simulation du soudage à l'arc (TIG). Il s'agit d'un modèle de conduction de chaleur 3D axisymétrique implémenté sur le code de calcul éléments finis Comsol multiphysique. L'étude a été centrée principalement sur une comparaison entre deux modèles de source de chaleur. Il s'agit d'évaluer l'influence de la forme de la distribution de la source sur la répartition et l'évolution du champ de température dans le matériau. Qualitativement, le modèle numérique donne une bonne corrélation entre les résultats calculés et ceux obtenus par la référence [5].

EN PERSPECTIVES

Sur le plan de la modélisation thermique du soudage, il serait utile de compléter notre modélisation par la prise en compte de l'effet de changement de phase, la dépendance des propriétés physiques du matériau en fonction de la température. Il est évident qu'une véritable modélisation thermique nécessite la prise en compte des interactions du plasma avec le bain de fusion, des mouvements convectifs et des phénomènes physiques dans le bain fondu. Un calcul global, réalisé avec une telle modélisation thermique couplée à un calcul métallurgique et mécanique, est à envisager pour déterminer la géométrie du cordon de soudure, les champs de contraintes et de déformations résiduelles des structures soudées. Cela offrirait une bonne condition initiale à l'étude de la tenue mécanique de l'assemblage.

RÉFÉRENCES BIBLIOGRAPHIQUES

- [1]. Awang M. (2002). "The effects of process parameters on steel welding response in curved plates», MS Thesis of science in Mech. Engineering, Morgantown- West Virginia.
- [2]. Alberg H. (2005). "Simulation of welding and heat treatment - modeling and validation". PH.D Thesis, LuliaUniversityof technology, Sweden
- [3].Aissani M., Maza, H., Belkessa, B., Maamache, B. (2005b). "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.
- [4].Aissani M., Bassir, D. H., &Benkedda, Y. (2008a). Thermal Simulation and Experimental Characterizations of Aeronautic Stainless Steel Welded by TIG process. International Review of Aerospace Engineering. (I.RE.AS.E), Vol°1(N°5), pp 481-488.
- [5].Aissani (2013).ÉTUDE DU COMPORTEMENT THERMIQUE ET MECANIQUE DES MATERIAUX AERONAUTIQUES PAR DES METHODES NUMERIQUES
- [6].Balasubramanian K. R., Shanmugam, N. S., Buvana-shekaran, G., &Sankaranarayanan, K. (2008.). "Numerical and experimental investigation of laser beam welding of AISI 304 stainless steel sheet". APEM Journal, Vol. 3, (n. 2), pp 93-105.
- [7]. Blondeau, R. (2001a). "Métallurgie et mécanique du soudage". Editions Hermès - Science Publication, pp. 50-80.
- [8].Blondeau, R. (2001b). "Procédés et applications industrielles du soudage". Paris- 238 pg.
- [9].Cazes R. (1995). "Soudage à l'arc". Technique de l'Ing.-traité Génie mécanique, B7730, 1-28.
- [10].Chaouch, K. T., Maza, H., &Belkessa, B. (2004). "A finite volume analysis of twodimensional transient heat transfer in TIG welding". J. Phys. IV, Vol. 120, pp. 669-675.
- [11].Daigle, P. (2003a). "Le procédé de soudage TIG/GTAW/141", pp.1-7
- [12].Daigle, P. (2003b). "Le procédé TIG_GTAW". Edition du Centre de formation professionnelle de l'Outaouais Québec, Canada, pp.1-51.

RÉFÉRENCES BIBLIOGRAPHIQUES

- [13].Du, H, L. Hu, J. Liu & X. Hu (2004). A study on the metal flow in full penetration laser beam welding for titanium alloy, *Computational Materials Science*, Vol.29, pp.419-427.
- [14].Depradeux, L. (2004). «Simulation numérique du soudage Acier 316L, Validation sur cas testes de complexité croissante», thèse de Doctorat INSA Lyon.
- [15].Eagar, T. W., & Tsai, N. S. J. (1983). "Temperature fields produced by travelling distributed heat sources ". *Welding Journal*, Vol.62 (n.12), pp.346 - 355.
- [16].Friedman, E. (1975). "Thermo mechanical analysis of the welding process using the finite element method". *ASME Journal of Pressure Vessel Technology*, Vol. 973, pp. 206-213.
- [17].Fassani, R. N. S., &Trevisan, O. V. (Sept 2003). "Analytical modeling of multipass welding process with distributed heat source". *J. Braz. Soc. Mech.Sci*, Rio de Janeiro, Vol.25 (N°3).
- [18].Goldak, J., Chakravarti, A., &Bibby, M. (1984). "A new finite element model for welding heat sources". *Metallurgical Transactions B*, V.15B, pp. 299-305.
- [19].Goldak, J., Chakravarti, A., &Bibby, M. (1985). "A Double Ellipsoid Finite Element Model for Welding Heat Sources". *IIW Doc*, N°212-603-85.
- [20].Goldak, J., &Gu, M. (1995). "Computational weld mechanics of the steady state". *The Institute of Materials*:in H. Cerjak (Ed.).
- [21].Goldak, J., &Akhlaghi, M. (2005). "Computer Simulation of Welding Processes: Chap II". In Springer US (Ed.), *Computational Welding Mechanics* (pp. pp 16-69).
- [22].Gery, D., Longb, H., &Maropoulos, P. (2005). "Effects of welding speed, energy input and heat source distribution on temperature variations in butt joint welding", *J. of Materials Processing Technology*, Vol.167,(Issue 2-3), pp.393-401.
- [23].Hamide, M. (juillet 2008). "Modélisation numérique du soudage à l'arc des aciers ".Thèse de l'Ecole supérieure des mines de Paris, France.
- [24].Jeong, S. K., & Cho, H. S. J. (1997). "Analytical solution to predict the transient temperature distribution in fillet arc welding". *Welding Journal*, Vol.76(n.6), pp.223-232.
- [25].Krutz, G. W., &Segerlind, L. J. (1978.). "Finiteelement analysis of welded structures". *Welding Journal Research Supplement*, Vol. 57, pp. 211-216.

RÉFÉRENCES BIBLIOGRAPHIQUES

- [26].Kerrouault, N. (2001). "Fissuration à chaud en soudage d'un acier inoxydable austénitique".Thèse de doctorat, Ecole centrale de Paris France.
- [27].Kumar, A., and T. DebRoy (2004), "Guaranteed fillet weld geometry from heat transfer model and multivariable optimization", *Int. J. Heat Mass Transfer*, 47, pp5793-5806.
- [28].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.
- [29].Lindgren, L. E. (March 2001). "Finite element modeling and simulation of welding, Part2: Improved material modeling». *Journal of Thermal Stresses*, Vol. 24(n.3), pp. 195-231.
- [30].Lefebvre, F., and I. Sinclair (2005), Micromechanical aspects of fatigue in a MIG welded Aluminum airframe alloy, Part 2. Short fatigue crack behaviour, *Materials Science and Engineering*, A 407, PP. 265-272.
- [31].Mazumber, J., &Tekriwal, P. (May 1986). "Finite element of arc welding processes". Paper presented at the ASM int. conf. Trends inwelding Research, Gatlinburg TN, USA.
- [32].Makhlouf HAMIDE (17 juillet 2008) Modélisation numérique du soudage à l'arc des aciers.
- [33].Moraitis, G. A., and G. N. Labeas (2008), Residual stress and distortioncalculation of laser beam welding for aluminum lap joints, *Journal of Materials Processing Technology*, Vol.198 (1-3), pp.260-269.
- [34].Perry, N. (2000)." Etude et développement des flux solides en vue d'application en soudage ATIG appliqué au titane et ses alliages ainsi qu'aux aciers inoxydables", thèse Ecole Centrales de Nantes
- [35].Rosenthal, D. (1941). "Mathematical theory of heat distribution during welding and cutting". *Welding Journal*, V.20 (N°5), pp 220 - 234.
- [36].Radaj, D. (1992). "Heat Effects of Welding: temperature field, residual stress, Distortion".
- [37].Robert, Y. (2007).Simulation numérique du soudage du TA6V par laser YAG impulsif : caractérisation expérimentale et modélisation des aspects thermomécanique associées à ce procédé", thèse Ecole des Mines de Paris.

RÉFÉRENCES BIBLIOGRAPHIQUES

- [38]. Taylor, A. G., Hughes, M., Strusevich, N., & Pericleous, K. (Dec.1999). "Finite volume Methods applied to the computational modelling of welding phenomena". Paper presented at the Conference on CFD in the Minerals and Process Industries CSIRO.
- [39]. Trivedi, A., S. Bag, & A. De. (2007). "Three-dimensional transient heat conduction and thermomechanical analysis for laser spot welding using adaptive heat source". *Science and Technology of Welding & Joining*, Vol.12 (n.1), pp. 24-31.
- [40]. Witek, L. (June 2006). "Failure analysis of the wing-fuselage connector of an agricultural aircraft". *Engineering Failure Analysis*, Vol. 13(Issue 4), pp.572-581.
- [41]. Zain-ul-abdeina, M., Nélias, D., Jullien, J. F., & Wagan, A. I. (2010). "Thermo-mechanical characterisation of AA 6056-T4 and estimation of its material properties using Genetic Algorithm". *Materials & Design*, Vol. 31(N°9), pp. 4302-4311.
- [42]. Résolution numérique du problème de Stokes en 3D avec l'élément fini, Ecole polytechnique Fédérale de Lausanne, SMA
- [43]. Pericleous K., Bailey C., Study of Marangoni Phenomena in laser-melted pools, in : *Modelling of Casting, Welding and Advanced Solidification Processes VII*, J. Campbell and M. Cross eds, 1995, pp.91-100
- [44]. Li, Z.Y., Wu, C.S., Analysis of the transport phenomena in the interfacial region between TIG arcs and weld pools, *Computational Materials Science*, 1997, 8, pp.243250.
- [45]. Wu, C.S., Ushio, M., Tanaka, M., Analysis of the TIG welding arc behavior, *Computational Materials Science* 7, 1997, pp. 308-314.
- [46]. Hong, K., Weckman D.C., Strong A. B., The influence of thermofluids phenomena in gas tungsten arc welds in high and low thermal conductivity metals, *Canadian Metallurgical Quarterly*, 1998, Vol 37, No 3-4, pp. 293-303.
- [47]. Kim, W.H., Na, S.J., Heat and fluid flux in pulsed current GTA weld pool, *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 1998, 41, pp. 3213-3227.
- [48]. Hong, K., Weckman, D. C., & Strong, A. B. (1998). "The influence of thermo-fluids phenomena in gas tungsten arc welds in high and low thermal conductivity metals". *Canadian Metallurgical Quarterly*, Vol. 37,(n. 3-4), pp. 293-303
- [49]. Painter, M. J., M. H. Davies, S. Battersby, L. Jarvis, and M. A. Wahab (1996), "A literature review on numerical modelling the gas metal arc welding process", *Rep. A.W.R. CRC.N°15*, Welding technology Institute of Australia, pp.1-47.

RÉFÉRENCES BIBLIOGRAPHIQUES

[50].Pavelic, V., Tanbakuchi, R., Uyehara, O. A., & Myers, P. S. (1969). "Experimental and computed temperature histories in gas tungsten arc welding of thin plates", *Welding Research Supplement, Vol. 48*, pp. 295-305.

[51].Fang, H., Meng, Q., Xu, W., & Ji, S. (2005). "New general double ellipsoid heat source model". *Science and Technology ofWelding & Joining,, Vol.10 (N.3)*, pp. 361-368.

[52].Hu, J. F., Yang, J. G., Fang, H. Y., Li, G. M., & Zhang, Y. (2006). "Numerical simulation on temperature and stress fields of welding with weaving". *Science and Technology of Welding & Joining, Vol.11,(n.3)*, pp. 358-365.

[53].Patankar, S. V. (1980). "*Numerical heat transfer and fluid flow*", pp.197 pg.