

N° d'ordre : 4489



# THÈSE

PRÉSENTÉE A

**L'UNIVERSITÉ BORDEAUX 1**

ÉCOLE DOCTORALE DES SCIENCES PHYSIQUES POUR L'INGENIEUR

**Par François PICHOT**

POUR OBTENIR LE GRADE DE

**DOCTEUR**

SPÉCIALITÉ : Mécanique et Ingénierie

**DEVELOPPEMENT D'UNE METHODE NUMERIQUE POUR LA PREDICTION  
DES DIMENSIONS D'UN CORDON DE SOUDURE TIG : APPLICATION AUX  
SUPERALLIAGES BASES COBALT ET NICKEL**

Soutenue le : 17 Février 2012

Devant la commission d'examen formée de :

|                      |  |                       |
|----------------------|--|-----------------------|
| Mme ARVIEU Corinne   | Maître de Conférences (HDR), Université Bordeaux 1   | Examinatrice          |
| M. DANIS Michel      | Professeur, Université Bordeaux 1                    | Examinateur           |
| M. DANIS Yann        | Ingénieur procédés, TURBOMECA Tarnos                 | Examinateur           |
| M. DREZET Jean-Marie | Professeur, Ecole Polytechnique Fédérale de Lausanne | Rapporteur            |
| M. LACOSTE Eric      | Professeur, Université Bordeaux 1                    | Examinateur           |
| M. NELIAS Daniel     | Professeur, INSA Lyon                                | Président, Rapporteur |

*Université Bordeaux 1*

*Les Sciences et les Technologies au service de l'Homme et de l'environnement*



*A mon Grand-Père,*



---

# REMERCIEMENTS

---

Dans les quelques lignes qui vont suivre, je souhaiterais, simplement, remercier toutes les personnes ayant contribué à la réussite de cette thèse.

Ce travail a été majoritairement mené à bien au sein du service Industrialisation & Procédés sur le site de Turbomeca Tarnos. Je souhaiterais donc remercier son responsable, Jean-Claude Garcia, pour m'avoir accueilli et m'avoir donné les moyens d'amener ce projet à son terme. Je remercie également toutes les personnes que j'ai eu le plaisir de côtoyer : Adrien, Aurélie, Boule, Eric, David, Gabi, les Gilles, Jean-Patrick, Karen, Martine, Muriel, Paul, Peggy, les Philippes G, Pierre, Sandrine, Stéphane, Thibaut, Vincent, Yann ... Mention spéciale pour Yann et Thibaut, à qui je dois dans une certaine mesure, ma présence au sein de ce services ces trois années durant. Merci de m'avoir secoué car je ne serais jamais monté sur une planche de surf en restant dans ma Bretagne !

J'exprime ma plus profonde gratitude à mes deux directeurs : Michel Danis et Eric Lacoste de l'Institut de Mécanique et Ingénierie de Bordeaux (ex Laboratoire de Génie Mécanique et Matériaux de Bordeaux). Je les remercie pour leur implication, leur gentillesse et leur soutien permanents (et ce n'est pas peu dire), pour la montagne de connaissances qu'ils m'ont transmises, les rigolades au labo et les cafés gourmands après l'assiette d' « un petit peu de chaque ». Je me suis considérablement épanoui à leur contact. Je remercie également l'ensemble des membres du laboratoire pour leur sympathie et leur convivialité.

Mes remerciements vont également aux membres du jury. J'exprime ma gratitude à Jean-Marie Drezet et à Daniel Nélias pour avoir rapporté mes travaux de thèse et présidé le jury ainsi qu'à Corinne Arvieu.

J'exprime également toute ma gratitude à ma famille : Maman, Papa, Yann, Cécile, Manu. Vous avez toujours été là pour moi et bien au-delà de ce travail de thèse je vous remercie pour tout ce que vous m'avez apporté depuis mon plus jeune âge jusqu'à cette soutenance, ce que vous m'apportez aujourd'hui et ce que vous m'apporterez. Je remercie mes grands-parents, qui ont toujours été intéressés par mes travaux et à qui j'ai pris plaisir à expliquer le quotidien de ce travail. Je dédie ce manuscrit à mon grand-père, qui était l'une des personnes qui aurait le plus apprécié ce travail technique.

Je remercie aussi Hélène, Serge, Eliane, Elise pour leurs encouragements et pour l'aide qu'ils m'ont apportée pour préparer cette soutenance. Merci à vous.

Emilie, mon ange, je te remercie pour ton soutien sans faille et tout simplement pour avoir été là, pour être là, avec moi à partager mon quotidien. Ta présence à mes côtés me permet de m'épanouir... où que nous soyons !

Enfin, je souhaiterais remercier Michel Drouet d'Innovalis – Aquitaine, qui a aidé au montage des dossiers de soutien de cette étude par le Conseil Régional d'Aquitaine.



---

# Table des matières

---

|  |           |
|--|-----------|
| INTRODUCTION .....   | 1         |
| CHAPITRE 1 : OBJECTIFS DE L'ETUDE .....  | 5         |
| <b>1.1 LE PROCEDE DE SOUDAGE TIG.....</b>  | <b>6</b>  |
| 1.1.1 Puissance effective de soudage .....   | 7         |
| 1.1.2 Gaz de protection.....   | 9         |
| <b>1.2 PHENOMENES PHYSIQUES ASSOCIES AU SOUDAGE TIG .....</b>                                      | <b>9</b>  |
| 1.2.1 Phénomènes propres à la zone fondue.....   | 9         |
| 1.2.2 Phénomènes influençant la zone solide .....  | 12        |
| <b>1.3 SIMULATION NUMERIQUE DU SOUDAGE.....</b>  | <b>16</b> |
| 1.3.1 Equation de la chaleur .....   | 16        |
| 1.3.2 Méthodes de résolution du problème thermique de soudage.....                                 | 19        |
| <b>1.4 OBJECTIF DE CE TRAVAIL.....</b>   | <b>25</b> |
| 1.4.1 Critères de qualité pour la simulation numérique des transferts thermiques .....             | 25        |
| 1.4.2 Cahier des charges de la simulation numérique à mettre en place .....                        | 27        |
| CHAPITRE 2 : SIMULATION DES TRANSFERTS THERMIQUES AU COURS DU SOUDAGE TIG .....                    | 29        |
| <b>2.1 DEVELOPPEMENT D'UNE SOURCE DE CHALEUR.....</b>  | <b>30</b> |
| 2.1.1 Paramètres influençant le champ thermique.....   | 30        |
| 2.1.2 Choix d'une source de chaleur .....  | 32        |
| 2.1.3 Analyse expérimental/numérique .....   | 33        |
| <b>2.2 ETUDE PRELIMINAIRE : SENSIBILITE DES RESULTATS.....</b>                                     | <b>33</b> |
| 2.2.1 Matériau.....  | 34        |
| 2.2.2 Conditions aux limites .....   | 36        |
| 2.2.3 Influence des pas de temps et d'espace.....  | 37        |
| 2.2.4 Influence de la discrétisation de la surface d'application de la source.....                 | 38        |
| 2.2.5 Procédure de déplacement de la source de chaleur .....                                       | 42        |
| <b>2.3 CHOIX D'UNE CONDUCTIVITE THERMIQUE EQUIVALENTE POUR LE METAL LIQUIDE.....</b>               | <b>43</b> |
| 2.3.1 Etude de sensibilité des dimensions de la ZF à la valeur de $\lambda_{\text{liquide}}$ ..... | 44        |
| 2.3.2 Températures maximales relevées dans la ZF .....   | 46        |
| 2.3.3 Bilan calorimétrique .....   | 47        |
| 2.3.4 Temps de calcul.....   | 48        |
| 2.3.5 Synthèse.....  | 48        |
| <b>2.4 METHODE UTILISEE POUR IDENTIFIER LES PARAMETRES P ET R DE LA SOURCE DE CHALEUR ....</b>     | <b>49</b> |
| 2.4.1 Etude expérimentale .....  | 49        |

|  |  |            |
|--|--|------------|
| 2.4.2  | Résultats expérimentaux pour les cordons de soudure .....  | 51         |
| 2.4.3  | Identification numérique .....   | 54         |
| <b>2.5</b>   | <b>CONCLUSION .....</b>  | <b>56</b>  |
| <br>   |  |            |
| CHAPITRE 3 : CORRELATION ENTRE LES PARAMETRES DE LA SOURCE DE CHALEUR ET LES PARAMETRES OPERATOIRES DE SOUDAGE ..... |  | 57         |
| <b>3.1</b>   | <b>RESULTATS AVEC LE PREMIER ENSEMBLE D'HYPOTHESES.....</b>  | <b>58</b>  |
| 3.1.1  | Rappel des hypothèses utilisées.....   | 58         |
| 3.1.2  | Résultats pour les cas non pénétrants .....  | 60         |
| 3.1.3  | Résultats pour les cas pénétrants .....  | 60         |
| 3.1.4  | Analyse des résultats .....  | 61         |
| <b>3.2</b>   | <b>CHOIX D'UN NOUVEL ENSEMBLE D'HYPOTHESES .....</b>   | <b>65</b>  |
| 3.2.1  | Influence de l'émissivité sur la face envers.....  | 65         |
| 3.2.2  | Introduction d'une conductivité thermique anisotrope pour le métal liquide.....                            | 67         |
| 3.2.3  | Synthèse du nouvel ensemble d'hypothèses retenues et justification .....                                   | 72         |
| <b>3.3</b>   | <b>CORRELATION PARAMETRES NUMERIQUES / PARAMETRES OPERATOIRES.....</b>                                     | <b>74</b>  |
| <b>3.4</b>   | <b>QUALITE DU MODELE DE SOURCE DE CHALEUR.....</b>   | <b>75</b>  |
| 3.4.1  | Essais sur KCN22W .....  | 75         |
| 3.4.2  | Essais sur tôle mince .....  | 77         |
| 3.4.3  | Essais sur Inconel 625 .....   | 78         |
| 3.4.4  | Analyse des écarts entre résultats expérimentaux et numériques.....  | 80         |
| <b>3.5</b>   | <b>CORRECTION DES PARAMETRES DE LA SOURCE DE CHALEUR.....</b>  | <b>84</b>  |
| 3.5.1  | Détermination des relations (P, R)-(I, h) par une méthode alternative.....                                 | 84         |
| 3.5.2  | Validation des paramètres de la source .....   | 86         |
| 3.5.3  | Analyse physique de la corrélation (P, R)-(I, h).....  | 87         |
| <b>3.6</b>   | <b>COMPARAISON DES DEUX METHODES UTILISEES POUR DETERMINER LES PARAMETRES DE LA SOURCE DE CHALEUR.....</b> | <b>91</b>  |
| 3.6.1  | Rappel des deux démarches.....   | 91         |
| 3.6.2  | Comparaison des deux méthodes .....  | 92         |
| 3.6.3  | Bilan .....  | 93         |
| <b>3.7</b>   | <b>CONCLUSION .....</b>  | <b>93</b>  |
| <br>   |  |            |
| CHAPITRE 4 : ASSEMBLAGE AVEC METAL D'APPORT .....  |  | 95         |
| <b>4.1.</b>  | <b>RESISTANCE THERMIQUE DE CONTACT.....</b>  | <b>96</b>  |
| 4.1.2.   | Présentation de la problématique.....  | 96         |
| 4.1.3.   | Etude numérique de la RTC .....  | 97         |
| 4.1.4.   | Détermination expérimentale de la rtc.....   | 98         |
| 4.1.5.   | Conclusion sur la RTC .....  | 100        |
| <b>4.2.</b>  | <b>SOUDAGE AVEC METAL D'APPORT .....</b>   | <b>101</b> |

|                          |   |            |
|--------------------------|---|------------|
| 4.2.1.                   | Généralités sur l'assemblage avec métal d'apport .....                    | 101        |
| 4.2.2.                   | Méthodes de modélisation de l'apport de métal .....                       | 102        |
| 4.2.3.                   | Etude expérimentale .....   | 105        |
| 4.2.4.                   | Simulation numérique du rechargement.....                                 | 107        |
| 4.2.5.                   | Analyse critique des résultats numériques et expérimentaux .....          | 111        |
| <b>4.3.</b>              | <b>CONCLUSION .....</b>   | <b>115</b> |
|                          |   |            |
| CHAPITRE 5 :             | SIMULATION THERMOMECHANIQUE DU SOUDAGE D'UN BOSSAGE SUR UN CARTER         |            |
| TURBINE                  | .....   | 117        |
|                          |   |            |
| <b>5.1.</b>              | <b>PRESENTATION DE L'ETUDE DE CAS.....</b>                                | <b>118</b> |
| 5.1.1.                   | Carter Turbine Arrius .....   | 118        |
| 5.1.2.                   | Difficultés rencontrées.....  | 119        |
| 5.1.3.                   | Principes de solutions envisagées.....                                    | 119        |
| <b>5.2.</b>              | <b>MODELISATION THERMIQUE DU SOUDAGE DU B224 .....</b>                    | <b>120</b> |
| 5.2.1.                   | Protocole expérimental.....   | 120        |
| 5.2.2.                   | Modélisation thermique.....   | 121        |
| 5.2.3.                   | Résultats thermiques.....   | 123        |
| <b>5.3.</b>              | <b>MODELISATION THERMOMECHANIQUE DU SOUDAGE .....</b>                     | <b>124</b> |
| 5.3.1.                   | Méthode de couplage.....  | 124        |
| 5.3.2.                   | Propriétés matériaux.....   | 125        |
| 5.3.3.                   | Mise en données .....   | 127        |
| 5.3.4.                   | Simulation thermomécanique du soudage du b224- In 625 de fonderie .....   | 127        |
| 5.3.5.                   | Simulation thermomécanique du soudage du b224-In 625 de corroyage.....    | 128        |
| 5.3.6.                   | Simulation thermomécanique du soudage du b224-2 –In 625 de corroyage..... | 130        |
| <b>5.4.</b>              | <b>BILAN SUR LES SOLUTIONS ENVISAGEES .....</b>                           | <b>132</b> |
|                          |   |            |
| CONCLUSION GENERALE..... |   | 133        |
|                          |   |            |
| BIBLIOGRAPHIE .....      |   | 137        |
|                          |   |            |
| Annexe 1.....            |   | 143        |
| Annexe 2.....            |   | 147        |
| Annexe 3.....            |   | 149        |



---

# INTRODUCTION

---

Les principaux axes de développement suivis par les motoristes aéronautiques tels que Turbomeca visent à améliorer les performances des turbomoteurs, généralement en augmentant la température de fonctionnement des turbines et en diminuant les masses. Une hausse de la température durant l'utilisation d'un moteur conduit en effet à un gain au niveau du rendement et donc de la consommation en carburant.

La recherche de performances accrues s'accompagne inévitablement d'optimisations sur le choix des matériaux et des géométries de pièces. L'objectif est d'adapter au mieux la conception des composants aux sollicitations en fonctionnement et de simplifier les procédures de maintenance. Dans cette optique, l'assemblage de plusieurs pièces permet de regrouper diverses fonctions en un seul et même composant : tenue en température, rétention de débris, étanchéité...

La méthode d'assemblage la plus utilisée dans l'industrie aéronautique est le soudage. Il permet d'assurer la liaison entre deux pièces, en garantissant une bonne tenue mécanique et en diminuant le poids en comparaison avec un assemblage boulonné. Le soudage TIG est le plus utilisé du fait de la bonne qualité de soudure qu'il permet d'obtenir, et de sa facilité d'automatisation. Cependant, les cycles thermiques subis par la pièce au cours du soudage impliquent des dilatations et des retraites qui créent des contraintes résiduelles favorisant l'apparition de défauts qui peuvent être d'ordre dimensionnel, métallurgique... La durée de vie de l'assemblage peut alors être altérée, présentant un risque pour l'intégrité du turbomoteur et surtout de l'aéronef. La connaissance de ces niveaux de contrainte après soudage constitue donc un enjeu majeur pour les motoristes. La caractérisation expérimentale des contraintes résiduelles peut dans certains cas s'avérer coûteuse et délicate, voire impossible dans certaines zones. Dans cette optique, la simulation numérique du soudage se présente comme un outil intéressant pour la prédiction des niveaux de contraintes. Depuis plusieurs années, avec l'augmentation de la puissance de calcul des ordinateurs, les simulations numériques du soudage par la méthode des éléments finis se sont développées [1, 2]. Les gains en temps et la simplicité de mise en place d'expériences numériques, combinés à la fiabilité croissante des résultats en font un outil stratégique pour la réduction des coûts de développement et la connaissance des caractéristiques mécaniques des soudures.

Depuis quelques années, Turbomeca a entrepris de développer son propre modèle de simulation du soudage. Les travaux ont débuté dans le cadre de la thèse de Y. Danis dont l'objectif était de définir des conditions permettant d'effectuer des opérations de rechargement par soudage TIG sur le superalliage base Nickel Inconel 738, en tenant compte aussi bien des opérations de soudage que des traitements pré-soudage et post-soudage [3, 4]. L'Inconel 738 est en effet un matériau possédant des propriétés mécaniques élevées à haute température, qui ont naturellement conduit à son utilisation dans les turbines d'hélicoptères. En revanche, la forte proportion de phase durcissante de type  $\gamma'$  qui favorise la tenue mécanique à haute température, limite sa soudabilité. Une étude expérimentale conséquente a été effectuée afin de comprendre les mécanismes de fissuration rencontrés lors du soudage de cet alliage et de les lier aux conditions opératoires utilisées. En parallèle, un modèle de simulation du soudage basé sur couplage entre les aspects thermiques, mécaniques et métallurgiques a été développé. L'utilisation du champ thermique obtenu permet d'évaluer l'état métallurgique du matériau grâce à un modèle de dissolution de la phase  $\gamma'$  en fonction des cinétiques de chauffe. Une campagne d'essais mécaniques a permis de déterminer une loi de comportement à haute température pour l'Inconel 738. L'utilisation de ces données dans un

calcul thermomécanique donne accès aux champs de contraintes inhérents aux procédés de soudage et de pré et post traitement. La confrontation des contraintes résiduelles avec l'état métallurgique du matériau au cours du soudage a permis de mettre en place un critère de fissuration caractérisant la qualité du rechargement en fonction du chargement thermique. Ce modèle de simulation s'appuie comme la plupart des modèles développés dans la littérature

[2] [5] [6] [3] sur l'utilisation d'une source de chaleur volumique ou surfacique représentative du procédé de soudage TIG. Le principal inconvénient de ce type de source réside dans le fait qu'il est nécessaire de connaître les dimensions du cordon de soudure pour déterminer les paramètres d'entrée de la source de chaleur. L'initialisation du modèle requiert donc une étude expérimentale préalable pour déterminer les dimensions de la zone fondue. L'amélioration d'une telle simulation numérique s'inscrit alors dans le développement d'une source de chaleur représentative du procédé de soudage TIG, mais permettant aussi de prédire la forme et les dimensions du bain.

L'objectif de ce travail est de mettre en place un modèle source permettant de simuler le procédé de soudage TIG avec un caractère prédictif en termes de dimensions du cordon de soudure. La conception de nouveaux assemblages requiert fréquemment la redéfinition des paramètres opératoires de soudage, entraînant de nouveaux essais sur pièces. L'utilisation d'un modèle de simulation numérique prédictif permettra non seulement de proposer des paramètres adaptés optimisés en fonction de la nature de l'assemblage mais aussi d'éviter des essais expérimentaux préliminaires pour alimenter les paramètres de la source de chaleur du modèle.

Le premier chapitre de cette étude présente le procédé de soudage TIG, son fonctionnement et ses spécificités tant expérimentales que numériques. Un état de l'art, détaille les diverses méthodes de modélisation rencontrées dans la littérature pour simuler les phénomènes en présence et particulièrement les transferts thermiques au cours du procédé. Des critères de qualité caractérisant la représentativité du modèle sont définis.

Dans le deuxième chapitre, une simulation thermique du soudage est développée. On s'assure ici que la modélisation respecte les critères de qualité présentés au chapitre 1. Puis, en se basant sur les résultats d'une campagne d'essais de soudage, on propose une méthode permettant de définir un chargement thermique représentatif de l'apport de chaleur de l'arc TIG, liant les paramètres numériques de la source de chaleur aux paramètres opératoires de soudage avec pour objectif de définir une source prédictive, c'est-à-dire capable d'anticiper les dimensions de la zone fondue d'une soudure pour un jeu de paramètres expérimentaux connus.

Dans le troisième chapitre, on applique la méthode d'identification des relations entre paramètres numériques et opératoires. Les difficultés rencontrées lors de l'application conduisent par la suite à réviser certaines hypothèses de modélisation, en conservant la qualité de simulation des transferts thermiques. La méthodologie finale obtenue permet, pour une plage d'utilisation des principaux paramètres opératoires conforme au besoin industriel, de déterminer les paramètres d'entrée de la source de chaleur en fonction de la gamme opératoire de soudage, proposant ainsi une source prédictive capable de représenter l'évolution du champ thermique au cours du soudage. Le chargement thermique mis en place est validé, au cours du chapitre, dans différentes configurations de soudage.

Le chapitre 4 a trait aux problématiques relatives à l'assemblage par soudage. On s'intéresse ici aux effets de la résistance thermique de contact sur l'évolution du champ de températures ainsi qu'à la gestion du soudage avec apport de matière dans le cas d'un soudage homogène. Pour ce dernier point, après une étude expérimentale, on présente une méthode originale dans laquelle l'impact de

l'ajout du métal d'apport dans la modélisation thermique est intégré dans le bilan calorimétrique par la modification des propriétés thermiques du métal de base.

Le dernier chapitre est consacré à l'étude d'un cas d'application industriel pour démontrer la capacité de notre modèle dans une simulation globale thermodynamique du soudage TIG sur une pièce complexe. Le problème consiste à évaluer l'influence des propriétés matériau et de la géométrie d'un bossage présentant des criques après soudage sur un carter turbine Arrius en Inconel 625. Dans cette partie, on utilise le chargement thermique développé dans les chapitres 2 et 3 pour modéliser le cycle thermique subi par l'assemblage au cours du soudage. L'utilisation du champ thermique dans une analyse thermomécanique permet d'anticiper les déplacements et contraintes résiduelles et ainsi de préconiser des voies d'amélioration.



---

# CHAPITRE 1 : OBJECTIFS DE L'ETUDE

---

|            |  |           |
|------------|--|-----------|
| <b>1.1</b> | <b>LE PROCEDE DE SOUDAGE TIG</b> .....   | <b>6</b>  |
| 1.1.1      | Puissance effective de soudage .....   | 7         |
| 1.1.2      | Gaz de protection .....  | 9         |
| <b>1.2</b> | <b>PHENOMENES PHYSIQUES ASSOCIES AU SOUDAGE TIG</b> .....                        | <b>9</b>  |
| 1.2.1      | Phénomènes propres à la zone fondue .....  | 9         |
| 1.2.2      | Phénomènes influençant la zone solide.....                                       | 12        |
| <b>1.3</b> | <b>SIMULATION NUMERIQUE DU SOUDAGE</b> .....                                     | <b>16</b> |
| 1.3.1      | Equation de la chaleur.....  | 16        |
| 1.3.2      | Méthodes de résolution du problème thermique de soudage.....                     | 19        |
| <b>1.4</b> | <b>OBJECTIF DE CE TRAVAIL</b> .....  | <b>25</b> |
| 1.4.1      | Critères de qualité pour la simulation numérique des transferts thermiques ..... | 25        |
| 1.4.2      | Cahier des charges de la simulation numérique à mettre en place.....             | 27        |

## 1.1 LE PROCEDE DE SOUDAGE TIG

Le soudage est un procédé visant à assembler deux pièces en assurant la continuité de la matière. Bien qu'il existe des procédés de soudage à l'état solide, la plupart implique des températures supérieures au solidus du matériau soudé. L'assemblage par liaisons métalliques s'effectue lors de la solidification du joint : on fait ainsi disparaître l'interface initialement présente entre les pièces à souder. Bien qu'ancien, il s'agit d'un procédé très largement répandu dans l'industrie aéronautique du fait de sa fiabilité et de la qualité des joints de soudure. Le soudage par fusion permet d'assurer aisément la continuité de la matière. En effet, le brassage du métal fondu permet d'homogénéiser la zone fondue (ZF) et ainsi, par refroidissement et solidification, de réaliser une liaison continue.

Durant la phase de solidification du bain fondu, les cristaux contenus dans cette zone croissent en reprenant l'orientation cristalline des grains sur lesquels ils se sont formés [7]. Ce phénomène appelé épitaxie apparaît en premier lieu sur les interfaces solide / liquide aux extrémités du bain, pour se diriger vers le centre de la ZF.

On distingue deux types de procédés de soudage par fusion :

- Les procédés à haute densité d'énergie

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

- Les procédés à faible densité d'énergie

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

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

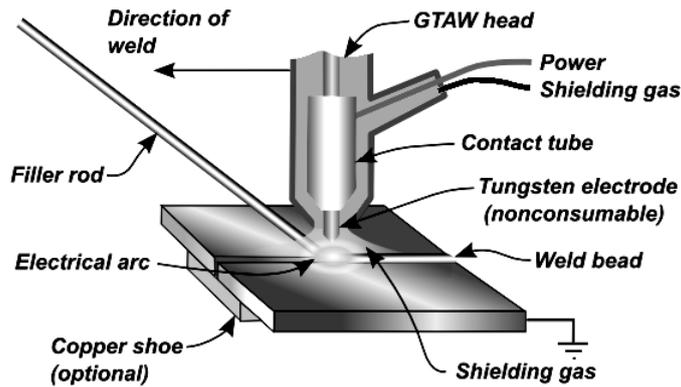


Figure 1-1, Schéma de principe du soudage TIG

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

### 1.1.1 PUISSANCE EFFECTIVE DE SOUDAGE

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

#### A AMORÇAGE ET MAINTIEN DE L'ARC

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

#### B RELATION HAUTEUR D'ARC – TENSION D'ARC

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

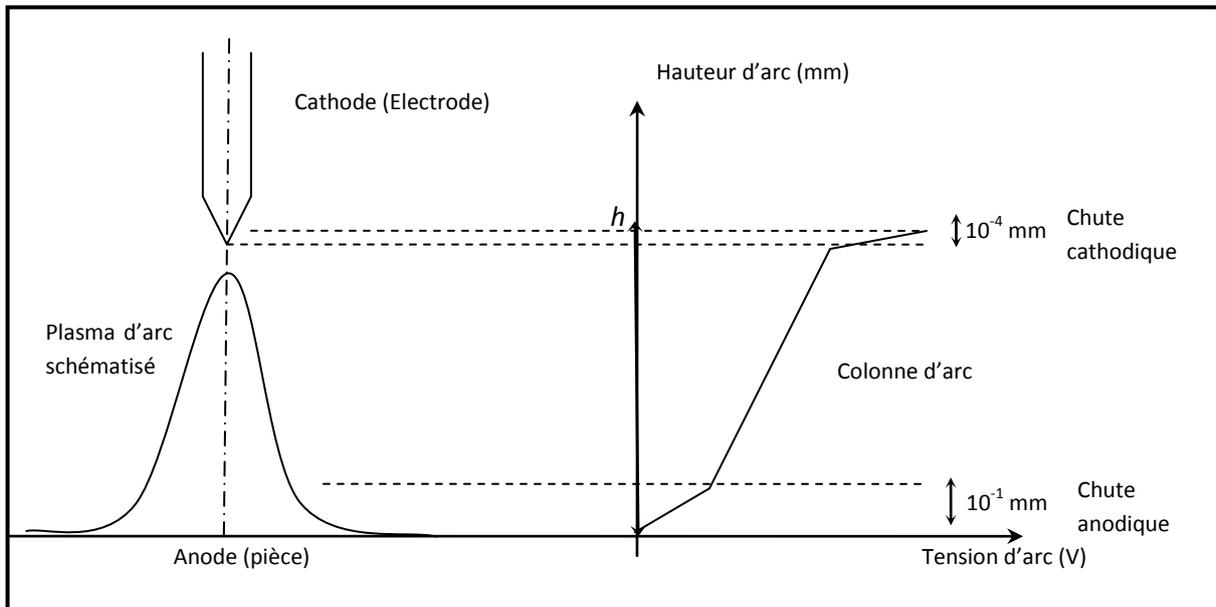


Figure 1-2, Répartition de la tension le long de l'arc électrique [9]

Les baisses de tension observées à la cathode et à l'anode sont dues respectivement aux énergies d'émission des électrons engendrant l'arc et, à leur réintégration. La colonne d'arc correspond à la partie intermédiaire entre ces deux axes. Le Bourgeois précise que la tension dans cette zone, pour une intensité constante, varie de manière quasi linéaire avec l'augmentation de la longueur d'arc [10]. La puissance de soudage est alors fonction de la tension  $U$  dépendante de  $h$ , de l'intensité  $I$  et du rendement  $\eta$  :

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

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

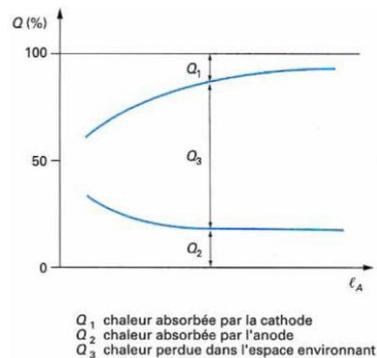


Figure 1-3, Répartition de la chaleur dans l'arc en fonction de la longueur d'arc pour une intensité fixée [9]

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

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

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

### C VITESSE D'AVANCE

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

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

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

### 1.1.2 GAZ DE PROTECTION

Afin d'éviter l'oxydation des soudures, le plasma est protégé par un flux de gaz inerte imposé par la buse de la torche. Il existe plusieurs types de gaz de protection tels que l'argon, qui est le plus utilisé, l'azote ou l'hélium. La nature du gaz utilisé modifie le comportement de la zone fondue. Ainsi, Huang montre qu'une augmentation de la proportion d'azote dans un mélange argon-azote tend à augmenter la pénétration du cordon de soudure [12]. Afin d'obtenir une protection optimale contre l'oxydation, chaque opération de soudage réalisée à Turbomeca est effectuée sous atmosphère contrôlée grâce à un montage spécifique permettant un chambrage de la soudure. Ainsi, un flux de gaz est envoyé sur les faces endroit et envers de la soudure. Le débit de gaz neutre est couramment compris entre 8 et 20 L/min pour l'endroit, et environ 15 L/min pour l'envers. Il est déconseillé d'avoir un débit trop important car il augmenterait les risques de soufflage de l'arc.

## 1.2 PHENOMENES PHYSIQUES ASSOCIES AU SOUDAGE TIG

La modélisation du procédé de soudage TIG nécessite la connaissance des phénomènes physiques liés à l'apport de chaleur, la fusion du matériau et des couplages existants. Dans le paragraphe suivant, nous détaillerons ces phénomènes en distinguant ceux prenant place au sein de la zone fondue de ceux intervenant dans la zone solide de la pièce.

### 1.2.1 PHENOMENES PROPRES A LA ZONE FONDUE

Le soudage TIG est un procédé entraînant la fusion partielle des pièces de l'assemblage. La zone fondue est le siège de réactions thermophysiques complexes où sont mis en jeu des phénomènes électromagnétiques, thermiques, convectifs et métallurgiques (Figure 1-4).

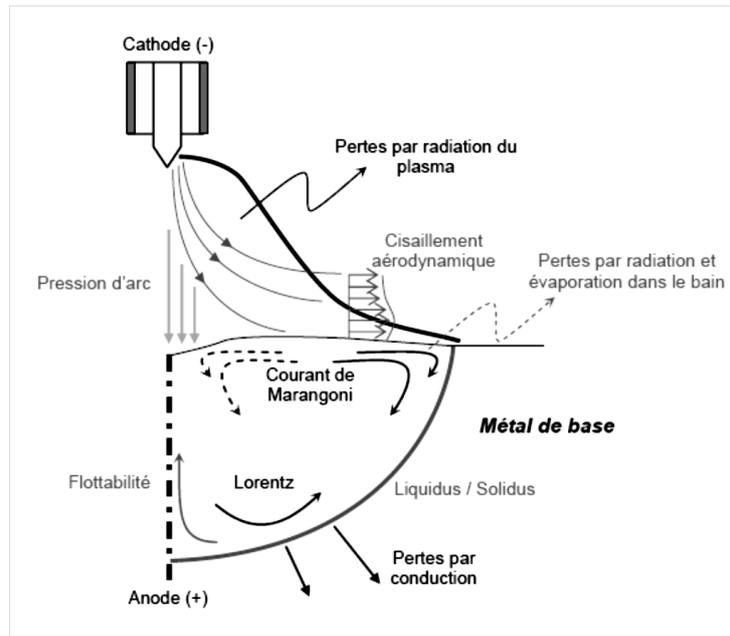


Figure 1-4, Phénomènes magnétohydrodynamiques intervenant dans la ZF [13]

De nombreuses études proposent de modéliser ces divers phénomènes, depuis la création de l'arc électrique et du plasma jusqu'aux mouvements fluides de la zone fondue [14, 15, 16, 17].

#### A MOUVEMENTS DE CONVECTION DANS LA ZF

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

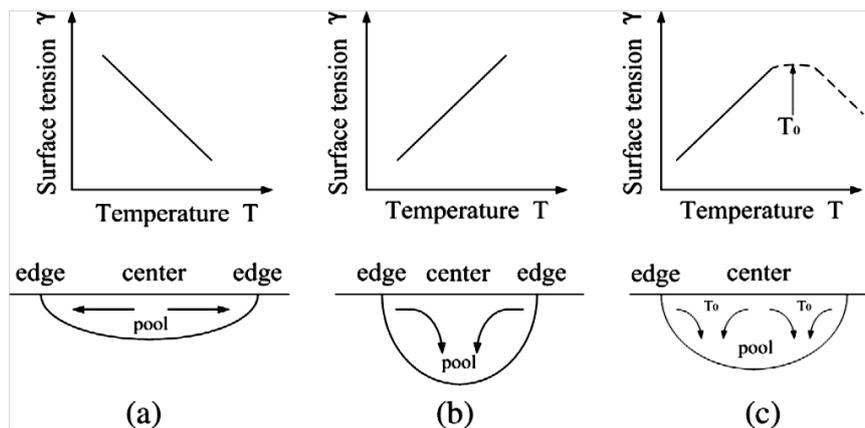


Figure 1-5, Effets de la tension de surface sur les mouvements de convection dans la zone fondue [20]

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

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

### B *INFLUENCE DE LA PRESSION D'ARC*

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

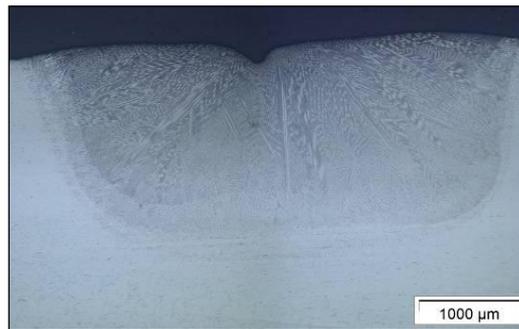


Figure 1-6, Déformation résiduelle de la surface soumise à la pression d'arc observée lors d'un essai TIG sans déplacement de la torche

### C *PHENOMENES ELECTROMAGNETIQUES*

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

$$\vec{F} = \vec{J} \wedge \vec{B} \quad 1-4$$

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

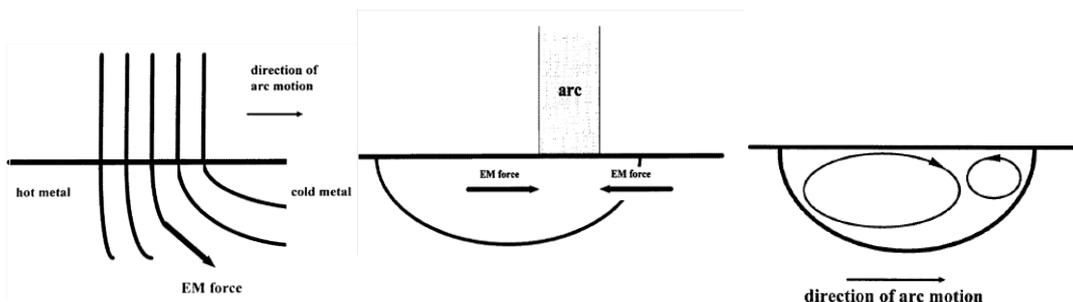


Figure 1-7, Influence des forces de Lorentz sur les mouvements fluides dans le bain fondu [26]

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

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

### 1.2.2 PHENOMENES INFLUENÇANT LA ZONE SOLIDE

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

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

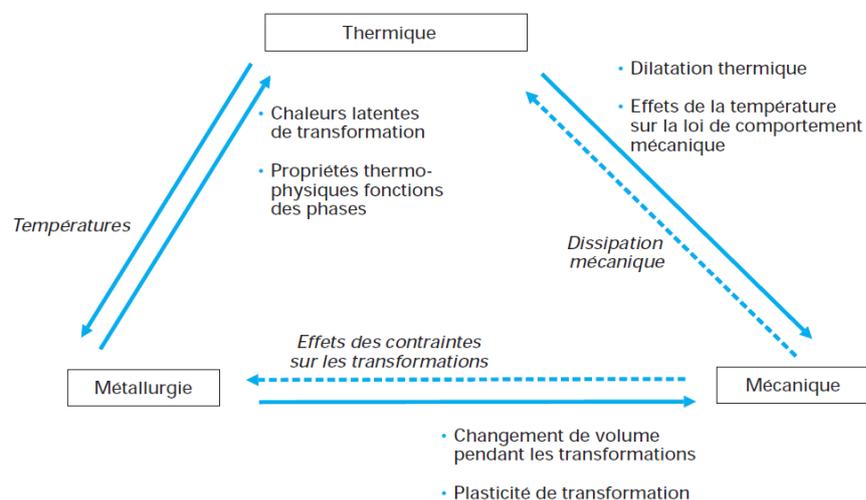


Figure 1-8, Couplages intervenant dans une opération de soudage [27]

#### A COUPLAGE THERMOMECHANIQUE

Les gradients thermiques engendrés par l'opération de soudage provoquent une dilatation locale de l'assemblage. En raison des propriétés mécaniques du matériau en phase liquide, la dilatation de la ZF a peu d'effets mécaniques. En revanche, la zone affectée thermiquement (ZAT), est soumise à des températures élevées et cherche à se dilater. La matière environnante empêche la dilatation de la ZAT engendrant ainsi des contraintes de compression. A l'inverse, lors du refroidissement, elle limite le retrait thermique et génère des contraintes de tension dans la ZAT et la ZF (Figure 1-9). Ces déformations thermiques sont à l'origine des contraintes résiduelles liées au procédé de soudage.

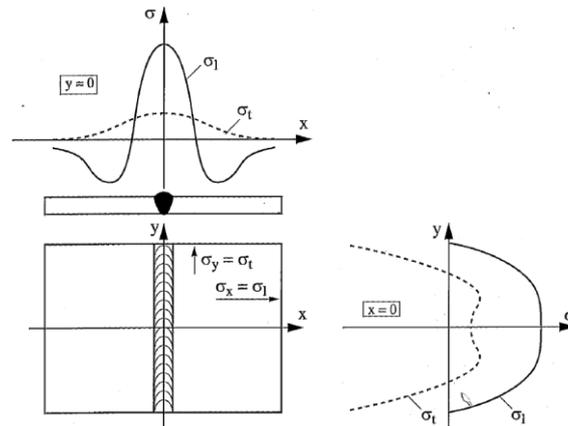


Figure 1-9, Représentation des contraintes résiduelles longitudinales et transversales au sein d'un joint soudé [28]

En considérant les maximums des isothermes représentés ci-dessous (Figure 1-10), on peut établir une courbe délimitant les zones en tension et les zones en compression lors de l'avance de la torche. Elles sont identifiées aux zones respectivement soumises au chauffage et au refroidissement.

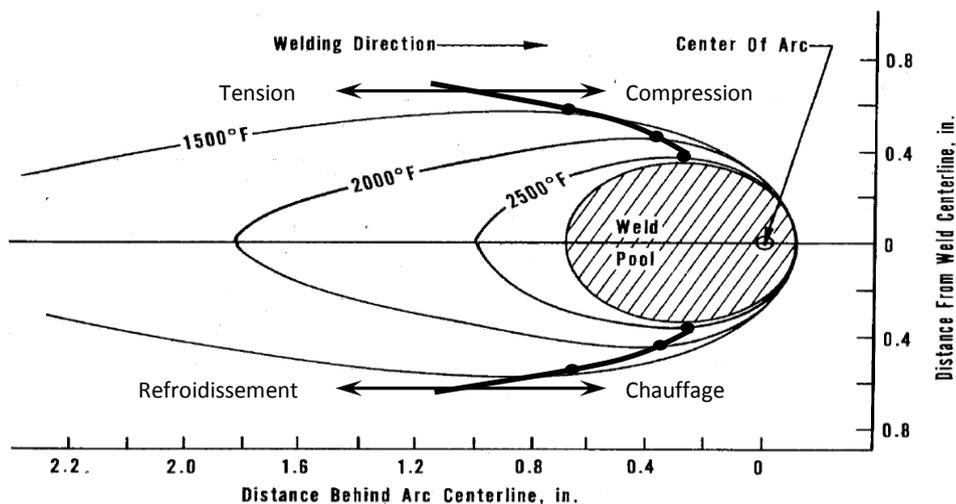


Figure 1-10, Limitations des zones en tension et en compression en soudage avec torche mobile [3]

Les déformations thermiques générées sont parfois irréversibles et s'accompagnent d'une plastification du matériau. L'énergie de déformation est alors dissipée sous forme de chaleur. L'ajout d'un terme source dans l'équation de la chaleur permet de prendre en compte ce phénomène. Cependant, selon Kerrouault, l'élévation de température due à une déformation plastique de 1% sous une contrainte de 400 MPa, en tenant compte de l'hypothèse d'adiabaticité est de l'ordre du degré [11]. Elle est négligeable devant l'apport de chaleur du à la torche [1]. De ce fait, on considère donc un couplage faible entre la thermique et la mécanique.

## B COUPLAGE METALLURGIE - MECANIQUE

Le chargement thermique localisé en soudage peut provoquer des transformations allotropiques au cours de l'opération et modifier la structure cristalline des métaux.

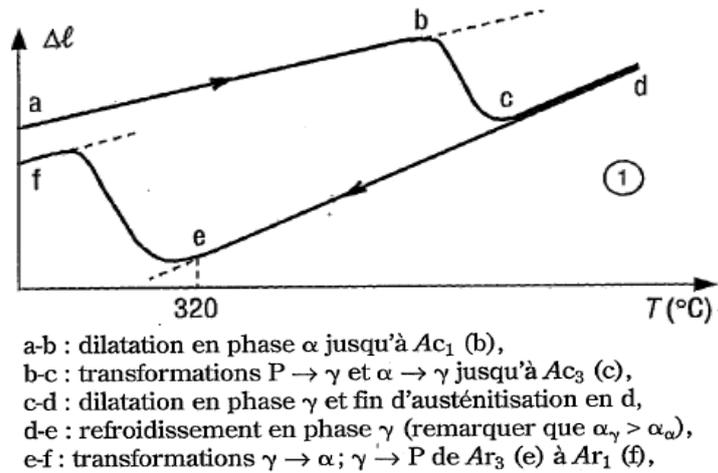


Figure 1-11, Courbe de dilatométrie pour un acier nuance 41 Cr4 [29]

Il est possible d'identifier ces transformations dans le cadre d'essais de dilatométrie libre, consistant à appliquer un chargement thermique sur un échantillon. On mesure alors l'importance des changements de structures, comme le montre la Figure 1-11 pour un acier nuance 41 Cr4. Avec l'accroissement de la température, l'échantillon test se dilate, jusqu'à une température correspondant au point b. On assiste ensuite à une contraction de l'échantillon, due à une contraction du réseau cristallin passant de la structure Cubique Centrée (CC) à la structure Cubique Face Centrée (CFC), qui est plus compacte. Dans le cas de l'acier nuance 41 Cr4, on attribue ce changement de volume à la formation d'austénite  $\gamma$  au détriment de la phase  $\alpha$ . Le changement de structure est générateur de contraintes résiduelles.

Dans le cadre des superalliages base nickel, lors de la solidification, on observe une précipitation de phase durcissante  $\gamma'$  augmentant la dureté du matériau et favorisant les risques de fissuration. Toutefois, Danis souligne que la précipitation de la phase  $\gamma'$  ne provoque pas de changement de volume (Figure 1-12) [3].

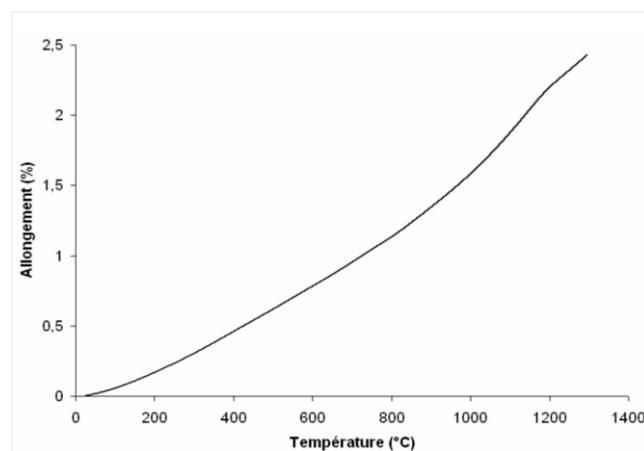


Figure 1-12, Courbe d'allongement de l'inconel 738 obtenue par ThermoMechanical Analysis [3]

C COUPLAGE THERMIQUE - METALLURGIE

Lors du soudage, une zone localisée de la pièce ou de l'assemblage est soumise à un chargement thermique intense engendrant des phénomènes de changement de phases (fusion et solidification) et conduisant à des modifications des propriétés thermiques du matériau. (Figure 1-13)[27].

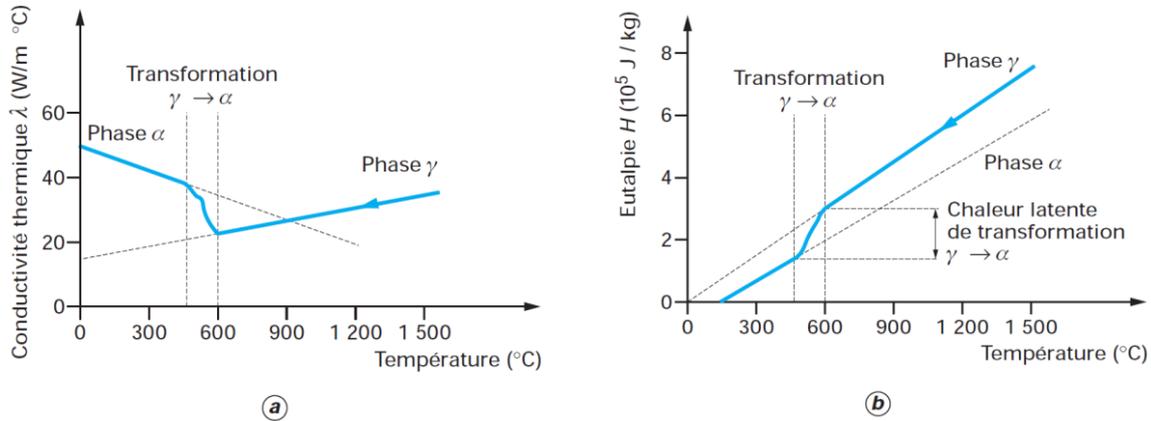


Figure 1-13, Influence des changements de phase sur les propriétés thermiques d'un acier [27]

a : Conductivité thermique - b : Enthalpie

Par exemple, dans le cas d'un acier faiblement allié, Bergheau montre que lors de la transformation  $\gamma-\alpha$ , la conductivité thermique est divisée par deux [27].

La transition solide-liquide s'accompagne d'une dissipation d'énergie non négligeable affectant le champ thermique. Ainsi, la Figure 1-14 montre l'importance du pic de chaleur latente de solidification sur le thermogramme pour le superalliage base nickel C1023 (NC15K10DAT).

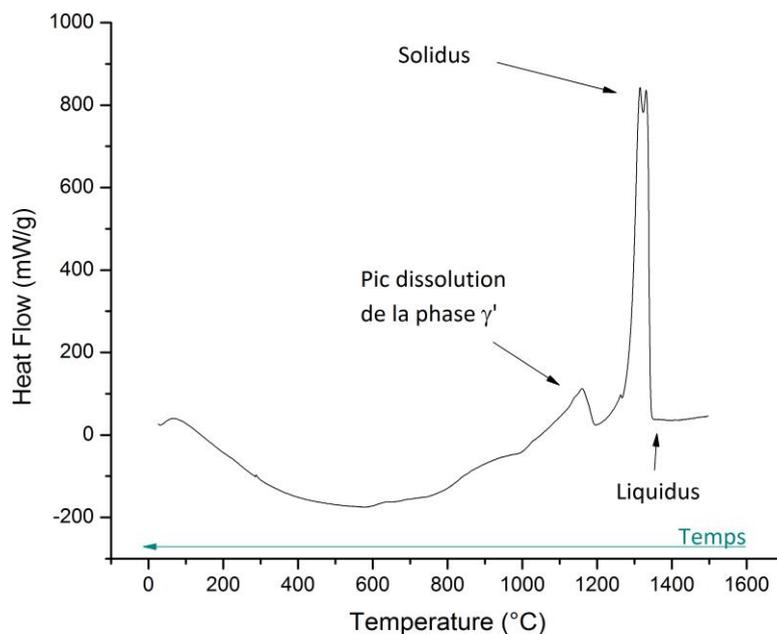


Figure 1-14, Thermogramme au refroidissement sur le superalliage C1023 obtenu par DSC

Dans le cadre des superalliages aéronautiques, on identifie également des dissipations d'énergie liées aux phénomènes de précipitations et de dissolutions de la phase  $\gamma'$ . Danis précise dans le cas de l'Inconel 738 que l'énergie dissipée au cours de ces transformations est environ cent fois moins importante que lors de la fusion du matériau [3].

### 1.3 SIMULATION NUMERIQUE DU SOUDAGE

La simulation numérique d'un procédé aussi complexe est intéressante à plusieurs titres. Cet outil doit permettre en particulier d'estimer l'état des contraintes et des déformations résiduelles, d'optimiser les choix de paramètres opératoires du procédé pour diminuer l'endommagement induit par le soudage et à terme d'estimer la durée de vie des assemblages.

Pour développer une simulation numérique de ce procédé, il est indispensable de modéliser les transferts thermiques au cours du soudage et en particulier l'apport de chaleur délivré par l'arc.

#### 1.3.1 EQUATION DE LA CHALEUR

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

$$\rho c_p \frac{\partial T}{\partial t} - q - (\nabla \cdot \lambda \nabla T) = 0 \quad 1-5$$

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

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

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

#### A METHODES A SUIVI DE FRONT

Dans la résolution de problèmes thermiques avec changement de phase par éléments finis, les méthodes à grille mobile sont utilisées pour des cas de fusion / solidification de corps pur. Dans ce cadre, on cherche à résoudre séparément l'équation de la chaleur (1-5) dans les deux domaines représentant les phases solides et liquides. Le problème est alors formulé comme suit :

$$\left(\rho c_p\right)_i \frac{\partial T_i}{\partial t} = \left(\lambda_i \Delta T_i\right) \text{ sur } \Omega_i \text{ avec } i = s \text{ ou } i = l \quad 1-6$$

Avec s et l les indices des phases solide et liquide. L'équation 1-6 est couplée à une condition de flux à l'interface prenant en compte l'enthalpie de changement de phase :

$$\lambda_l \vec{\nabla} T_l \cdot \vec{n} - \lambda_s \vec{\nabla} T_s \cdot \vec{n} = \rho_s L_f \frac{\partial S}{\partial t} \quad 1-7$$

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

## B METHODES ENTHALPIQUES ET A TERME SOURCE

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

### FORMULATION ENTHALPIQUE

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

$$\frac{\partial(\rho H)}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho u H) = \nabla \cdot (\lambda \nabla T) \quad 1-8$$

dans laquelle  $\rho$  est la masse volumique,  $u$  la vitesse du métal liquide,  $T$  la température,  $\lambda$  la conductivité thermique et  $H$  l'enthalpie équivalente (mixture enthalpy) définie comme suit :

$$H = (1 - g) \int_{T_{ref}}^T c_s dT + g \int_{T_{ref}}^T c_l dT + gL \quad 1-9$$

Avec les indices « s » et « l » correspondant respectivement aux phases solides et liquides,  $T_{ref}$  la température de référence,  $c$  la chaleur spécifique,  $g$  la fraction volumique de liquide et  $L$  la chaleur latente de fusion. Cette formulation permet de considérer un changement de phase isotherme ou sur une plage de température. La Figure 1-15 montre l'évolution de l'enthalpie en fonction de la température pour un alliage hypo-eutectique.

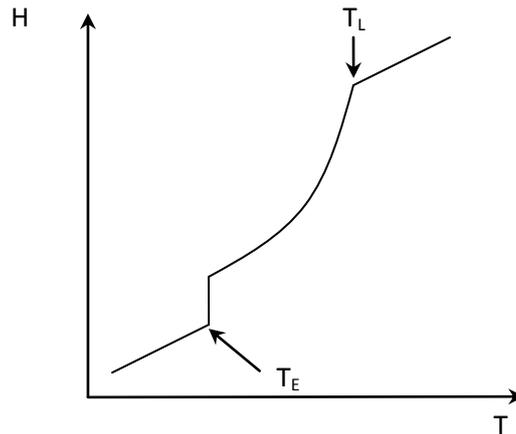


Figure 1-15, Représentation de l'évolution de l'enthalpie équivalente en fonction de la température [34]

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

Dans le cas d'un problème de conduction pure sans transport de matière, on pose  $u = 0$  et l'équation 1-8 devient alors :

$$\rho \frac{\partial H}{\partial t} = \nabla(\lambda \nabla T) \quad 1-10$$

En considérant des propriétés thermiques constantes pour le matériau d'étude, on simplifie l'expression 1-9 de l'enthalpie :

$$H = cT + gL \quad 1-11$$

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

#### CHALEUR SPECIFIQUE EQUIVALENTE

Une méthode alternative à la prise en compte de la chaleur latente de transformation de phase dans l'enthalpie est de la considérer dans l'expression de la chaleur spécifique  $c_p$ . On introduit une chaleur spécifique équivalente à partir de l'expression suivante [14]:

$$\frac{\partial(\rho H)}{\partial t} = \rho c_p \frac{\partial T}{\partial t} - \rho L \frac{\partial g}{\partial T} \frac{\partial T}{\partial t} = \rho c_p^{eq} \frac{\partial T}{\partial t} \quad 1-12$$

On en déduit alors :

$$\rho c_p^{eq} = \rho c_p - \rho L \frac{\partial g}{\partial T} \quad 1-13$$

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

$$\rho c_p^{eq} \frac{\partial T}{\partial t} = \nabla(\lambda \nabla T) \quad 1-14$$

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

$$c_p^{eq} = \left[ \frac{\nabla H \cdot \nabla H}{\nabla T \cdot \nabla T} \right]^{1/2} \quad 1-15$$

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

$$c_p^{eq} = \left[ \frac{H' \cdot H'^{-1}}{T' \cdot T'^{-1}} \right] \quad 1-16$$

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

#### METHODE DU TERME SOURCE

Cette méthode consiste à imposer un terme source dans l'équation de la chaleur, qui dépend de la fraction volumique de liquide et de la température. L'équation 1-5 s'écrit alors [34] [40] :

$$\rho c_p \frac{\partial T}{\partial t} = \nabla \cdot (\lambda \nabla T) + \rho L \frac{\partial g(T)}{\partial t} \quad 1-17$$

#### CONCLUSION SUR LES METHODES DE PRISE EN COMPTE DU CHANGEMENT DE PHASE

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

### 1.3.2 METHODES DE RESOLUTION DU PROBLEME THERMIQUE DE SOUDAGE

La résolution du problème thermique de soudage est envisageable suivant deux approches. Certains auteurs ont tenté de mettre en place une approche multiphysique en cherchant en particulier à décrire très finement l'apport de chaleur généré par le plasma et l'arc électrique. Une autre approche consiste à résoudre l'équation de la chaleur (1-5), l'apport de chaleur du procédé étant réalisé par une source de chaleur représentative du soudage TIG.

#### A APPROCHE MULTIPHYSIQUE

L'apport de chaleur est directement lié au type de procédé de soudage. La qualité et les dimensions du cordon de soudure dépendent de la manière dont est apportée la chaleur.

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

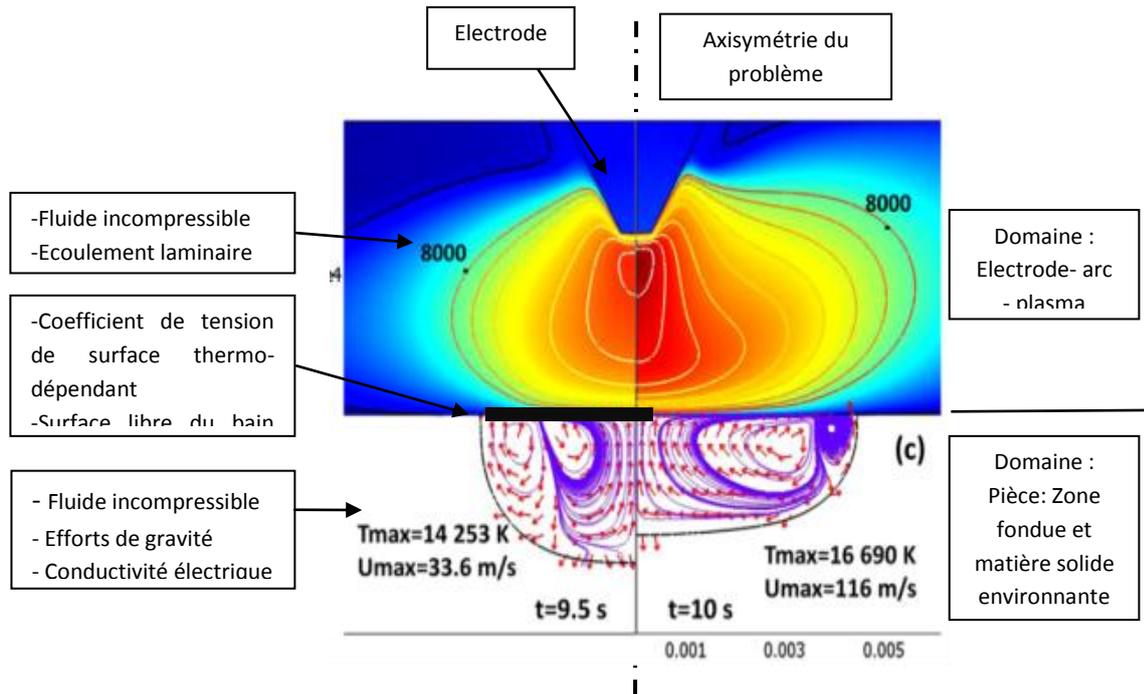


Figure 1-16, Hypothèses de modélisation [16]

Le problème magnétohydrodynamique est résolu par un calcul couplé dans lequel les équations de Navier-Stokes sont posées dans les domaines définis sur la Figure 1-16 à savoir la pièce soudée et le domaine extérieur (Electrode – arc – plasma) et qui s'écrivent [19][20][43][44][45] :

Equation de conservation de la masse :

$$\nabla \cdot \vec{v} = 0 \quad 1-18$$

Equation de conservation de la quantité de mouvement :

$$\rho \left( \frac{\partial \vec{v}}{\partial t} + \vec{v} \cdot \nabla \vec{v} \right) = -\nabla p + 2\mu \cdot D(\vec{v}) + \vec{F}_v \quad 1-19$$

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

$$D(\vec{v}) = \frac{1}{2} (\nabla \vec{v} + {}^t \nabla \vec{v}) \quad 1-20$$

Suivant les études, la prise en compte des phénomènes électromagnétiques est effectuée par une modélisation directe [46], ou implémentée par l'ajout d'un terme à l'expression de  $\vec{F}_v$  qui s'écrit alors :

$$\vec{F}_v = \rho_0 (1 - \beta(T - T_{ref})) \cdot \vec{g} + \vec{J} \wedge \vec{B} \quad 1-21$$

les vecteurs  $\vec{j}$  et  $\vec{B}$  représentent respectivement les densités de courant et le champ magnétique [14].

Ce type d'approche semble à l'heure actuelle approprié pour une utilisation visant la compréhension des mécanismes physiques mis en jeu au cours du soudage dans l'arc électrique et le bain fondu. Elle permet de visualiser les différentes interactions entre les phénomènes physiques en présence.

Cependant, les équations résolues dans le cadre de ces modèles impliquent la connaissance de nombreuses propriétés thermophysiques des matériaux délicates à déterminer, telles que des viscosités à chaud, des énergies de surfaces... Par ailleurs, les temps de calcul et les ressources informatiques exigées par ce genre d'études constituent un frein à une utilisation industrielle.

## B SOURCES DE CHALEUR

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

### SOURCE GAUSSIENNE DE RYKALINE

Une source Gaussienne surfacique modélisée par Rykaline en 1957 permet d'apparenter la distribution mathématique de l'énergie de soudage aux géométries de plasma observées [49] (Figure 1-17).

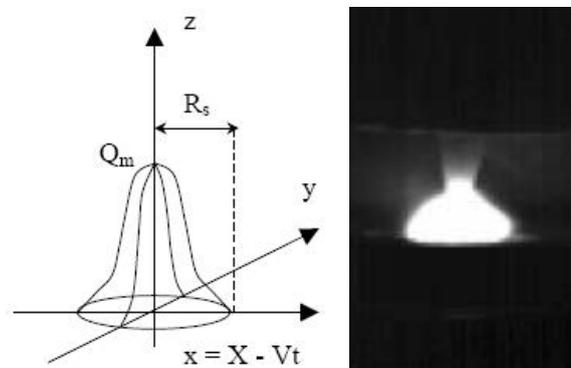


Figure 1-17, Gaussienne et plasma [24][41]

Par ailleurs, l'utilisation de cette répartition d'énergie permet d'éviter la singularité occasionnée par la considération d'un flux ponctuel. Cette source est définie par l'équation 1-22 :

$$q(x, y) = \frac{3\eta UI}{\pi r_a^2} \exp\left(\frac{-3(x^2 + y^2)}{r_a^2}\right) \quad 1-22$$

où  $r_a$  correspond au rayon du disque dans lequel 95% de l'énergie est dissipée et  $\eta$  correspond au rendement. L'équation 1-22 est exprimée dans le repère local défini par la position de la torche (Figure 1-18).

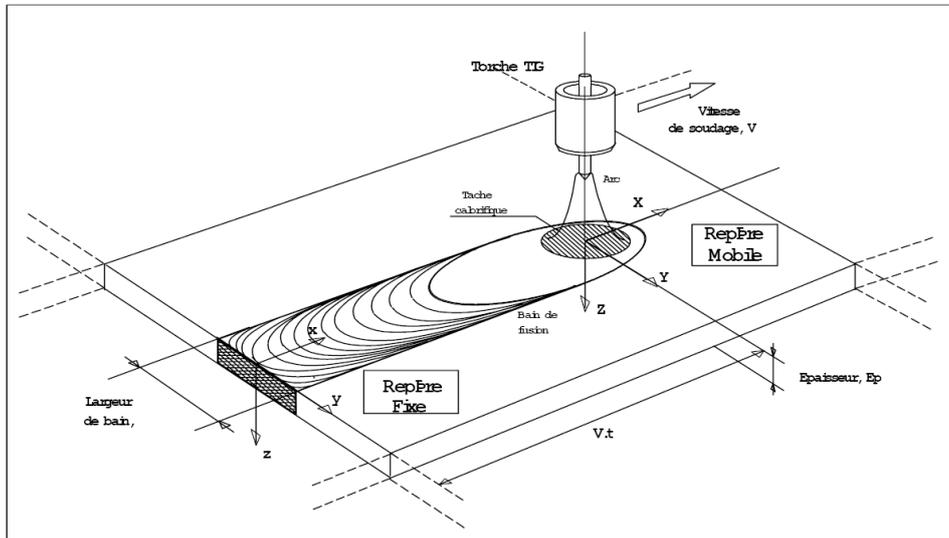


Figure 1-18, Paramètres géométriques et repères en soudage à l'arc [11]

SOURCE KERROUULT

Une source de chaleur surfacique a été développée par Kerrouault [11] dans le cadre de l'étude du procédé de soudage TIG, avec pour objectif la prise en compte du rayonnement de l'électrode (Figure 1-19).

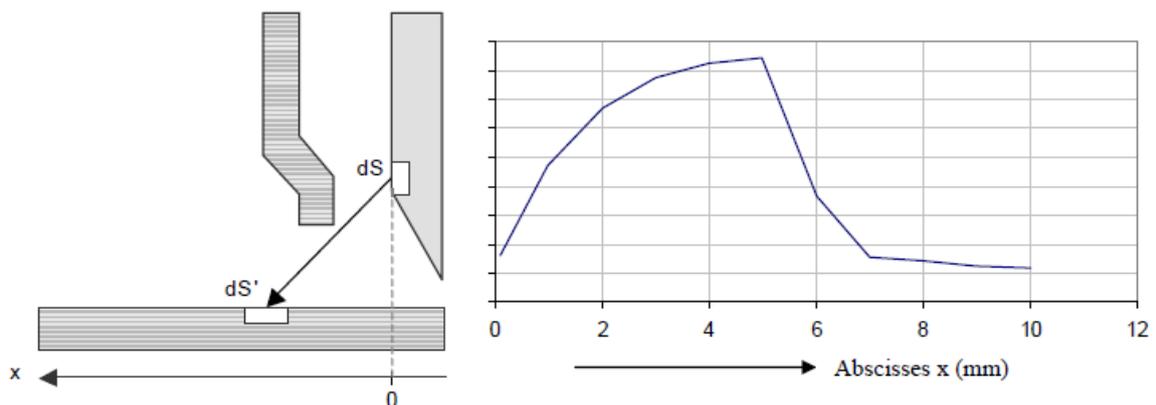


Figure 1-19, Répartition de l'énergie rayonnée par l'électrode et absorbée par la pièce soudée [11]

La figure 1-19 montre que l'énergie rayonnée par l'électrode est importante dans l'intervalle électrode-buse correspondant aux valeurs 0 - 5 mm sur le graphique. Le rayonnement absorbé par la pièce décroît avec la distance au centre de l'électrode du fait de l'absorption par la buse. Pour simuler l'apport de chaleur fourni par l'électrode, Kerrouault considère une répartition gaussienne du flux de chaleur. La source de chaleur est donc de forme annulaire et est décrite par l'équation 1-23 :

$$q(X, Y, t) = A \exp\left(-\frac{r_a^2}{r_a^2}\right) + B \exp\left(-\frac{(r_t - b)^2}{r_b^2}\right) \quad 1-23$$

avec  $r_t = \sqrt{(X - Vt)^2 + Y^2}$  ; A, B,  $r_a$ ,  $r_b$  sont respectivement les intensités et les rayons à mi-hauteur des flux de chaleur gaussien et annulaire ( Figure 1-20), V la vitesse de déplacement de la torche, X et Y les positions de l'électrode.

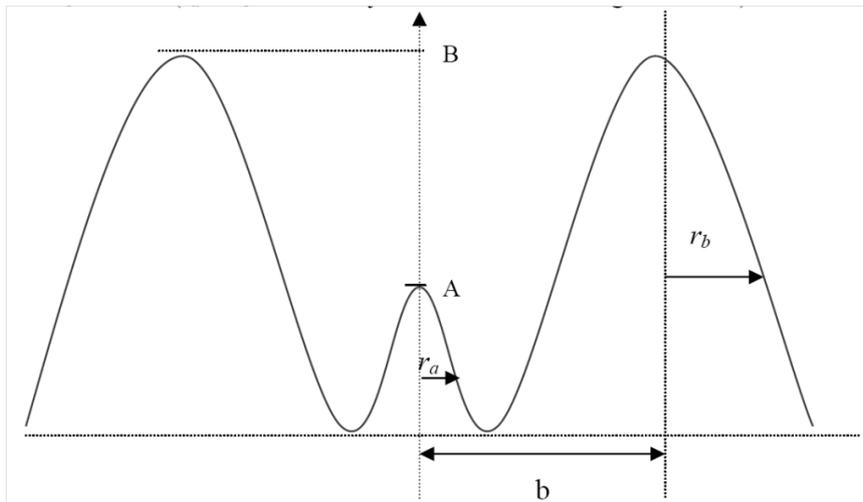


Figure 1-20, Répartition du flux de chaleur de la source Kerrouault [11]

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

#### GAUSSIENNE VOLUMIQUE A DECROISSANCE LINEAIRE

Cette source volumique peut être décrite en utilisant deux Gaussiennes définies respectivement sur la surface de la pièce ainsi que sur une surface au sein de la pièce (

Figure 1-21) [27].

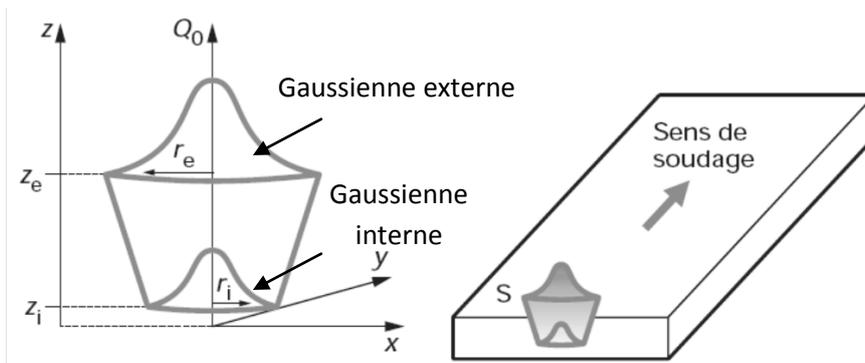


Figure 1-21, Gaussienne volumique à décroissance linéaire [27]

L'expression de ce flux analytique est la suivante :

$$Q(x, y, z) = Q_0 \exp\left(-\frac{(x-x_s)^2 + (y-y_s)^2}{r_0^2(z)}\right) \text{ avec } r_0^2(z) = r_e + \frac{r_i - r_e}{z_i - z_e}(z - z_e) \quad 1-24$$

Où  $x_s, y_s$  sont les positions du centre de la source,  $r_e, r_i$  et  $z_e, z_i$  respectivement les rayons et positions dans l'épaisseur des gaussiennes externe et interne. L'intensité de la Gaussienne inférieure est calculée en fonction de sa position dans l'épaisseur de la pièce, à l'aide d'une décroissance linéaire de l'intensité de la Gaussienne supérieure (équation 1-24).

#### DOUBLE ELLIPSOÏDE DE GOLDAK

La source développée par Goldak [2] est actuellement la plus utilisée. Elle permet de prendre en compte l'effet de la vitesse d'avance sur la distribution d'énergie (Figure 1-22). Ainsi, lorsque la vitesse de soudage est élevée, on observe un allongement du bain fondu.

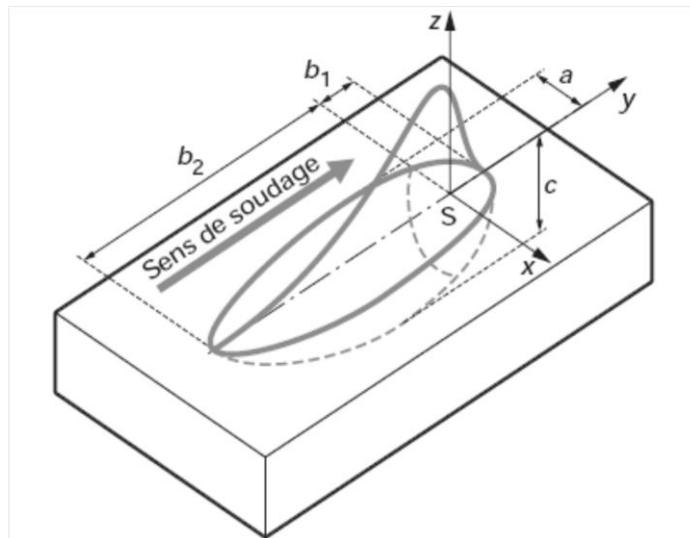


Figure 1-22, Double ellipsoïde de Goldak [27]

De plus, avec l'utilisation d'un métal d'apport, la quantité d'énergie absorbée devant et derrière l'électrode diffère. La source double ellipsoïde permet d'intégrer ce phénomène par la définition de la répartition de l'énergie de soudage devant et derrière l'électrode. On exprime ainsi les quantités de chaleur fournies par les expressions 1-25 et 1-26 [27]:

Devant la source :

$$Q(x, y, z) = Q_1 \exp\left(-\left(\frac{(x-x_s)^2}{a^2} + \frac{(y-y_s)^2}{b_1^2} + \frac{(z-z_s)^2}{c^2}\right)\right) \quad 1-25$$

Derrière la source :

$$Q(x, y, z) = Q_2 \exp\left(-\left(\frac{(x-x_s)^2}{a^2} + \frac{(y-y_s)^2}{b_2^2} + \frac{(z-z_s)^2}{c^2}\right)\right) \quad 1-26$$

avec :

$$Q_1 = f_f \frac{6\sqrt{3}}{a_f b c \pi^{3/2}} \eta UI \quad Q_2 = f_r \frac{6\sqrt{3}}{a_r b c \pi^{3/2}} \eta UI \quad 1-27$$

où U et I représentent la tension et l'intensité de soudage. Les deux paramètres  $f_f$  et  $f_r$  obéissent aux conditions de continuité du flux 1-28 :

$$a_f \leq b ; a_r = 2a_f ; \frac{f_f}{a_f} = \frac{f_r}{a_r} ; f_f + f_r = 2 \quad 1-28$$

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

## 1.4 OBJECTIF DE CE TRAVAIL

L'utilisation des modèles de simulation du soudage dans un cadre industriel est axée sur la prédiction des contraintes et déformations résiduelles. Pour cela, il est nécessaire d'identifier le chargement thermique imposé à l'assemblage au cours de l'opération de soudage et plus particulièrement d'estimer les dimensions du cordon de soudure.

Notre objectif est de développer une source de chaleur prédictive qui permet d'estimer les dimensions d'un cordon pour des paramètres opératoires de soudage connus. Pour ce faire, nous avons défini des critères permettant d'attester de la qualité et de la représentativité des simulations réalisées.

### 1.4.1 CRITERES DE QUALITE POUR LA SIMULATION NUMERIQUE DES TRANSFERTS THERMIQUES

Il s'agit d'identifier des paramètres numériques et des paramètres opératoires en comparant les résultats numériques aux résultats expérimentaux. Les critères nous permettant d'attester de la qualité de notre modélisation sont proposés pour garantir une bonne prédiction de la géométrie du bain de fusion, mais aussi une évolution fidèle du champ thermique.

#### A GEOMETRIE ET DIMENSIONS DU BAIN DE FUSION :

Un cordon de soudure est défini par une géométrie et les dimensions de la zone fondue. Ces grandeurs sont facilement accessibles expérimentalement par observation microscopique et analyse métallurgique du cordon. Numériquement, il est possible d'identifier la ZF comme le volume de métal dont la température est supérieure au solidus. On représente sur la figure 1-23. Les deux géométries de section de bain de fusion observables dans le cas d'une soudure TIG sans métal d'apport. On distingue le cas non pénétrant (Figure 1-23 a) et le cas pénétrant (Figure 1-23 b). Dans le cas non pénétrant, la ZF possède une forme de calotte dont les dimensions caractéristiques peuvent être représentées par deux grandeurs :

- La largeur face endroit du cordon (ou largeur endroit) notée L
- L'épaisseur de pénétration notée e

Dans le cas pénétrant, la section du bain est trapézoïdale et peut être caractérisée par :

- La largeur face endroit du cordon identique au cas non pénétrant notée L
- La largeur face envers du cordon (ou largeur envers) notée l

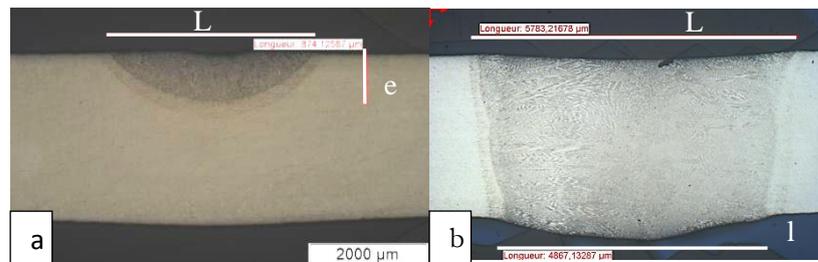


Figure 1-23– Géométries de cordons : a. Cas non pénétrant, b. Cas pénétrant

L'ensemble de ces grandeurs est décrit dans la norme référence pour les assemblages soudés AFNOR NFL06394 et leur contrôle est nécessaire pour assurer la bonne tenue mécanique des assemblages. Ainsi, sur chaque soudure effectuée à Turbomeca, on spécifie soit une épaisseur pénétrée minimale, ou bien des largeurs endroit et envers minimales.

#### B *JUSTESSE DES ISOTHERMES DANS LE SOLIDE ET DE LEUR EVOLUTION DANS LE TEMPS*

Nous avons vu au paragraphe 1.2.2.A que le niveau de contraintes résiduelles résulte des couplages thermomécaniques dans l'assemblage. La prédiction de ces contraintes nécessite donc une modélisation juste du champ thermique dans le solide au cours du temps. La qualité du modèle thermique pourra alors être appréciée par le respect d'une part des cinétiques de chauffe et refroidissement et d'autre part par les niveaux de températures atteints par corrélation avec des relevés expérimentaux.

#### C *RESPECT DU BILAN CALORIMETRIQUE*

Lors d'une opération de soudage, la chaleur apportée au métal par l'arc est dissipée suivant différents processus. L'essentiel est amené dans la pièce et provoque la fusion du métal de base (lors du soudage avec métal d'apport, une partie de l'énergie est également utilisée pour fondre le fil). Nous avons vu que ces transformations influent sur le champ thermique de la pièce.

La chaleur de l'arc est également évacuée par les échanges avec le milieu extérieur par convection et rayonnement. L'ensemble de ces phénomènes constitue l'équilibre thermique au cours du soudage et est donc à prendre en compte dans le cadre d'une simulation thermique, bien que d'importance moindre dans la mesure où un bilan calorimétrique correct découle du respect des précédents critères. En effet, une bonne géométrie du bain de fusion implique un bon positionnement de l'isotherme de la température de solidus ; si de plus l'évolution des isothermes dans le solide est bien décrite, cela signifie que les fuites par conduction aux limites du bain de fusion sont bien évaluées et donc que le bilan calorimétrique est assez bien respecté.

La température maximale dans le bain de fusion et plus généralement la distribution de température dans le métal liquide ne constituent pas une priorité pour une utilisation technologique à condition que le bilan calorimétrique soit respecté, c'est-à-dire que les fuites par rayonnement ne s'écartent pas trop de la réalité.

#### 1.4.2 CAHIER DES CHARGES DE LA SIMULATION NUMERIQUE A METTRE EN PLACE

Le développement d'un outil numérique de simulation du soudage se doit de répondre à un besoin, qu'il soit orienté sur la compréhension des phénomènes physiques propres au soudage dans une perspective de recherche, ou qu'il soit comme dans notre cas tourné vers une utilisation industrielle comme outil de prédiction des contraintes et déformations résiduelles. L'environnement industriel de cette thèse implique différentes contraintes sur la mise en place du modèle numérique qui sont présentées dans les paragraphes suivants.

##### A *METHODES NUMERIQUES*

Dans l'optique d'une utilisation industrielle, il convient de mettre en place un outil flexible permettant de modéliser l'opération de soudage TIG de manière représentative, en tenant compte des paramètres opératoires principaux ainsi que des divers cas d'utilisation du procédé.

##### B *DEFINITION D'UNE SOURCE DE CHALEUR*

Nous avons vu que la méthode de la source de chaleur permet, sans modéliser les phénomènes multiphysiques, d'effectuer des simulations thermiques du soudage satisfaisantes. Le principal inconvénient réside dans la non prédictivité des sources couramment utilisées. Ainsi, notre objectif est de développer une source de chaleur simple décrite par un minimum de paramètres d'entrée permettant d'anticiper la géométrie et les dimensions d'un cordon de soudure connaissant le jeu de paramètres opératoires expérimentaux.

L'identification des paramètres de la source de chaleur sera effectuée par comparaison des résultats numériques avec ceux obtenus expérimentalement, conformément aux critères de qualité définis au paragraphe précédent.

Les paramètres d'entrée de la source de chaleur doivent conserver un sens physique pour être aisément identifiables. Le choix de paramètres cohérents permettra d'analyser et de proposer des explications aux relations qui seront établies en corrélation avec les cas expérimentaux.

##### C *MODELISATION DU DEPLACEMENT*

Le modèle de soudage réalisé devra, pour retranscrire fidèlement le procédé TIG, permettre de simuler le déplacement tridimensionnel de la source de chaleur, en tenant compte des vitesses de déplacement. Une analyse de sensibilité des résultats au pas de temps et maillage validera la méthode.

##### D *MODELISATION DE DIVERS CAS DE SOUDAGE*

Le procédé TIG est utilisé pour diverses applications qu'il conviendra de modéliser. Les diverses simulations du soudage sont généralement validées sur des cas tests dans lesquels une ligne de fusion est réalisée en pleine matière sur une tôle [3, 24]. Dans ce cadre, certains essais sont effectués avec métal d'apport qu'il convient de prendre en compte dans le modèle numérique. Le bilan thermique est modifié avec l'ajout de matière à faire fondre.

Le cas industriel le plus courant à traiter est l'assemblage de deux composants. Une opération de mise en position par pointage est effectuée avant chaque soudage. La mise en contact des deux pièces entraîne la formation d'une résistance thermique de contact qui peut affecter le champ thermique.

#### E *SIMULATIONS THERMOMECHANIQUE OU THERMO-METALLURGIQUES*

Les résultats du calcul thermique doivent permettre de réaliser des couplages aussi bien thermomécanique que thermométallurgique. En effet, pour mener à bien ces deux types de modélisation, il convient de simuler les transferts thermiques au cours du soudage, afin de pouvoir estimer les gradients de températures. Ceux-ci conditionnent d'une part les phénomènes de dilatations et retraits (qui sont à l'origine des contraintes résiduelles) et également les transformations métallurgiques pouvant dans certains cas favoriser l'apparition de phases fragilisantes pour le matériau. L'utilisation du champ thermique calculé dans une simulation postérieure devient alors une nécessité.

#### F *ENVIRONNEMENT ET UTILISATION*

Du point de vue technique, la simulation numérique sera implémentée sur le logiciel Ansys utilisé à Turbomeca. Le modèle mis en place devra respecter des contraintes de convivialité pour être utilisable dans un cadre industriel. Il est nécessaire de mettre au point une méthodologie de simulation robuste avec un faible nombre de paramètres d'entrée, conduisant à une facilité d'utilisation.

Il sera par ailleurs nécessaire de limiter les temps de résolution des calculs. Le temps nécessaire pour le traitement d'une problématique industrielle à savoir mise en place du modèle (C.A.O, maillage, conditions aux limites), résolution et analyse des résultats doit être également pris en compte.

---

## CHAPITRE 2 : SIMULATION DES TRANSFERTS THERMIQUES AU COURS DU SOUDAGE TIG

---

|            |  |           |
|------------|--|-----------|
| <b>2.1</b> | <b>DEVELOPPEMENT D'UNE SOURCE DE CHALEUR.....</b>  | <b>30</b> |
| 2.1.1      | Paramètres influençant le champ thermique.....   | 30        |
| 2.1.2      | Choix d'une source de chaleur .....  | 32        |
| 2.1.3      | Analyse expérimental/numérique .....   | 33        |
| <b>2.2</b> | <b>ETUDE PRELIMINAIRE : SENSIBILITE DES RESULTATS.....</b>                                   | <b>33</b> |
| 2.2.1      | Matériau.....  | 34        |
| 2.2.2      | Conditions aux limites .....   | 36        |
| 2.2.3      | Influence des pas de temps et d'espace.....  | 37        |
| 2.2.4      | Influence de la discrétisation de la surface d'application de la source.....                 | 38        |
| 2.2.5      | Procédure de déplacement de la source de chaleur .....                                       | 42        |
| <b>2.3</b> | <b>CHOIX D'UNE CONDUCTIVITE THERMIQUE EQUIVALENTE POUR LE METAL LIQUIDE.....</b>             | <b>43</b> |
| 2.3.1      | Etude de sensibilité des dimensions de la ZF à la valeur de $\lambda_{\text{liquide}}$ ..... | 44        |
| 2.3.2      | Températures maximales relevées dans la ZF .....   | 46        |
| 2.3.3      | Bilan calorimétrique .....   | 47        |
| 2.3.4      | Temps de calcul.....   | 48        |
| 2.3.5      | Synthèse.....  | 48        |
| <b>2.4</b> | <b>METHODE UTILISEE POUR IDENTIFIER LES PARAMETRES P ET R DE LA SOURCE DE CHALEUR ....</b>   | <b>49</b> |
| 2.4.1      | Etude expérimentale .....  | 49        |
| 2.4.2      | Résultats expérimentaux pour les cordons de soudure .....                                    | 51        |
| 2.4.3      | Identification numérique .....   | 54        |
| <b>2.5</b> | <b>CONCLUSION .....</b>  | <b>56</b> |

## 2.1 DEVELOPPEMENT D'UNE SOURCE DE CHALEUR

La méthode de modélisation du soudage que nous avons utilisée revient à résoudre l'équation de la chaleur dans un milieu solide, en prenant en compte les changements d'états du matériau lors de la fusion et de la solidification ainsi que les conditions aux limites (convection et rayonnement). L'apport d'énergie est modélisé par une source de chaleur prédictive, définie par un minimum de paramètres et permettant d'anticiper le champ thermique dans la pièce au cours du soudage pour un jeu de paramètres opératoires donné. Le caractère prédictif de la source de chaleur implique de mettre en place des relations entre les paramètres d'entrée du modèle numérique et les paramètres opératoires influençant le champ thermique au cours du soudage. Le chapitre 2 présente la méthode utilisée pour développer une source de chaleur représentative de l'apport d'énergie délivré par l'arc : cette source permet après résolution de l'équation de la chaleur d'obtenir la géométrie du bain fondu, la position et l'évolution dans le temps des isothermes tout en respectant le bilan calorimétrique.

### 2.1.1 PARAMETRES INFLUENÇANT LE CHAMP THERMIQUE

Pour mettre en place les relations entre paramètres numériques et expérimentaux, il convient tout d'abord de lister l'ensemble des paramètres influençant le champ thermique au cours de soudage et pouvant affecter les critères de qualité de la simulation thermique définis au paragraphe 1.4 (Figure 2-1)

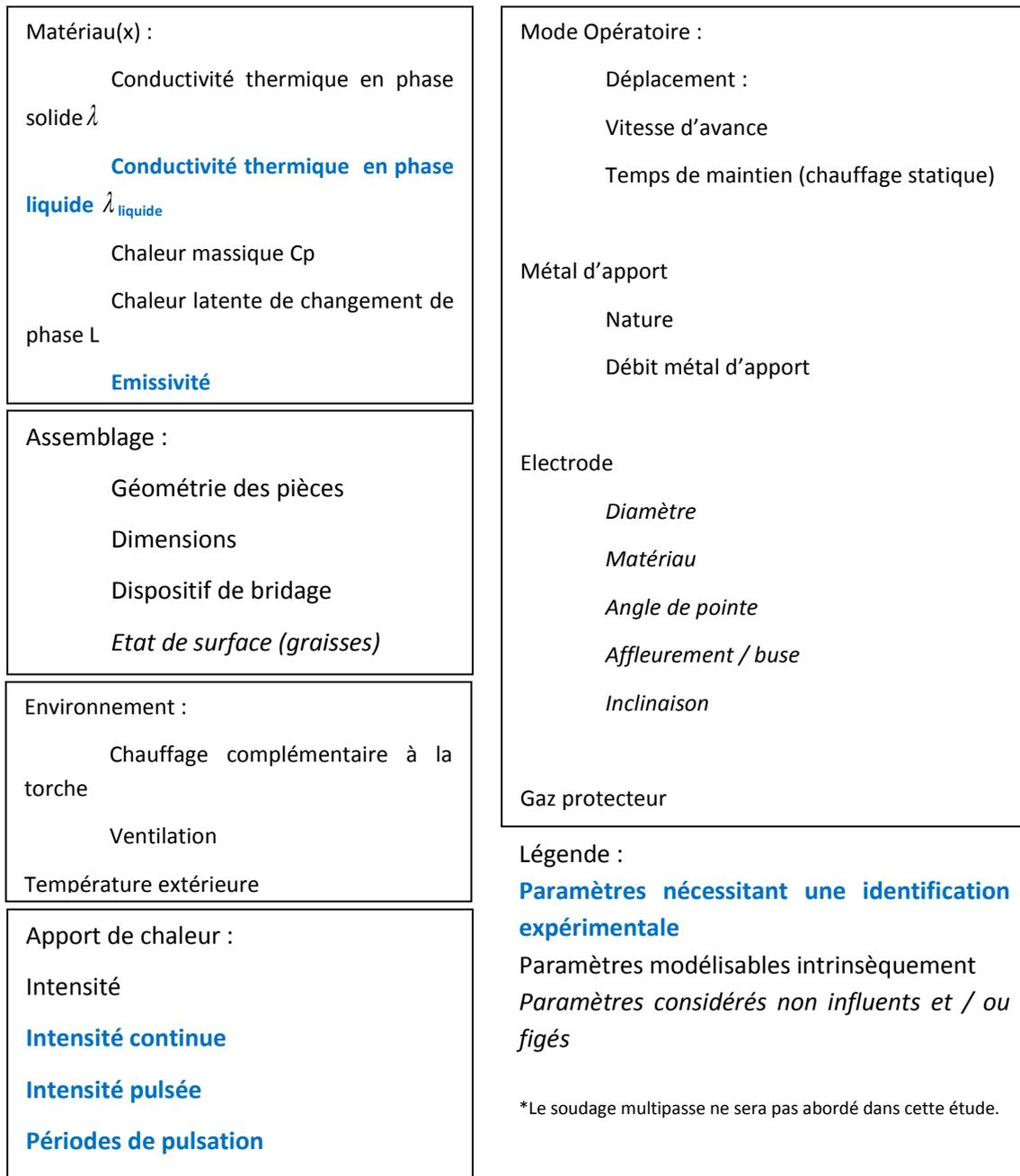


Figure 2-1, Paramètres opératoires de soudage TIG influençant le champ thermique

L'impact de ces paramètres sur le champ thermique au cours du soudage est détaillé dans l'annexe 1. Dans l'optique de la mise en place d'une modélisation numérique nous distinguons les paramètres recensés figure 2-1 suivant trois catégories :

- *Paramètres considérés comme non-influents et / ou figés :*

Dans cette première catégorie, on regroupe les paramètres dont l'influence sur l'apport thermique est limitée voire négligeable, comme l'état de surface de la pièce par exemple. Certains paramètres opératoires tels que l'angle de pointe, le diamètre, l'inclinaison et l'affleurement de l'électrode par rapport à la buse sont figés pour la suite de l'étude conformément aux procédures utilisées à Turbomeca.

- *Paramètres modélisables intrinsèquement :*

Certaines grandeurs sont directement modélisées et prises en compte dans la résolution de l'équation de la chaleur. On peut citer par exemple les propriétés matériau dans le domaine solide, les conditions aux limites de convection et rayonnement, les vitesses de déplacement de la torche...

- *Paramètres nécessitant une identification expérimentale :*

L'intensité  $I$  et la hauteur d'arc  $h$  sont des paramètres opératoires prépondérants puisque ce sont essentiellement eux qui régissent l'apport de chaleur. Cependant, avec le type d'approche que nous avons choisi, ces paramètres n'apparaîtront pas en tant que tels dans la définition de notre source de chaleur numérique. Mais pour être représentative, les paramètres de cette source devront être directement liés à l'intensité et la hauteur d'arc. Nous avons mentionné au paragraphe précédent que les propriétés matériau en phase solide étaient souvent bien connues. En revanche, dans le cadre de modélisations découplées, certaines hypothèses sont formulées concernant le comportement du matériau en phase liquide, notamment pour la conductivité thermique. Nous reviendrons sur ce point dans les paragraphes suivants. Dans la figure 2-1, on a affecté chacun des paramètres à l'une des trois catégories selon la première analyse effectuée. Les paramètres sont plus amplement décrits dans l'annexe 1. Dans la suite de l'étude, on verra que certaines affectations de paramètres devront être révisées.

### 2.1.2 CHOIX D'UNE SOURCE DE CHALEUR

L'objectif est de définir une source de chaleur prédictive par corrélation avec les paramètres opératoires. Pour cela, il est nécessaire, pour simplifier la mise en donnée du modèle, de minimiser le nombre de données d'entrée de la source. L'apport de chaleur étant réparti sur la surface de la pièce dans le cadre du soudage TIG, nous avons choisi de développer une source de chaleur surfacique.

Dans cette étude, on fait l'hypothèse que l'arc se comporte comme un apport de chaleur qui ne dépend que de l'intensité  $I$  et de la hauteur d'arc  $h$ . La puissance de soudage reçue par la pièce est en effet définie, au rendement près, par le produit de l'intensité par la tension de soudage, elle-même fonction de la longueur d'arc (Equation 1-1). On cherche à imposer numériquement un apport de chaleur surfacique représentatif de l'énergie délivrée par l'arc. Pour ce faire, nous choisissons deux paramètres pour définir la source : le paramètre  $P$ , correspondant à la puissance imposée et  $S$  la surface cible de la puissance.

On trouve dans la littérature de nombreuses études montrant que l'augmentation de la hauteur d'arc tend à élargir le bain de fusion en surface et à diminuer la profondeur de pénétration du cordon [50]. Un arc de grande longueur est généralement moins stable et le plasma est moins canalisé, ce qui provoque un élargissement de la zone chauffée. Dans le modèle numérique, nous définissons donc la surface soumise au chargement thermique par un disque de rayon  $R$  (Figure 2-2).

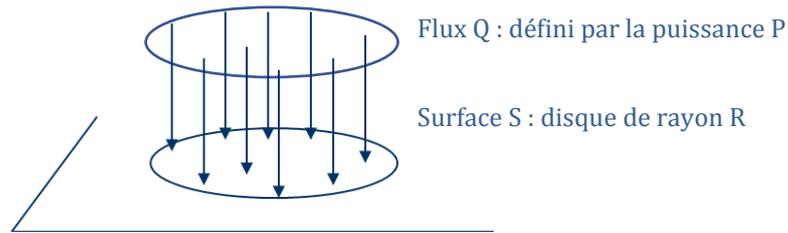


Figure 2-2, Source de chaleur surfacique et paramètres P, R.

Le flux de chaleur Q uniforme sur le disque est exprimé par la relation 2-1 :

$$Q = \frac{P}{\pi \cdot R^2} \quad 2-1$$

Cette source de chaleur (P, R) sera immobile pendant un temps défini (pour un point de soudure par exemple) ou bien déplacée à une vitesse donnée suivant une trajectoire dans un cas dynamique.

### 2.1.3 ANALYSE EXPERIMENTAL/NUMERIQUE

On a vu au paragraphe 2.1.1 que certaines données expérimentales sont prises en compte de façon intrinsèque dans le modèle de simulation numérique (température de fusion conditionnant les changements de phases, chaleur volumique, conductivité thermique du solide...). Cependant, les grandeurs liées à la source telles que l'intensité I ou la hauteur d'arc h n'apparaissent pas de manière explicite dans le modèle.

Pour mettre en place une source de chaleur prédictive, il faut établir des relations entre les paramètres numériques (P, R) et les paramètres opératoires (I, h). Pour cela, nous avons effectué divers essais expérimentaux et numériques nous permettant d'identifier les relations entre ces grandeurs.

Une étude préalable a permis d'évaluer l'influence des pas de temps et d'espace sur le champ thermique calculé. Nous avons ensuite simulé la formation de lignes de fusion, dans le but de corréliser les dimensions des ZF avec les lignes de fusion expérimentales réalisées suivant un plan d'expérience. Les paragraphes suivants détaillent le protocole de mise en place des relations entre les paramètres (P, R) d'une part et (I, h) d'autre part.

## 2.2 ETUDE PRELIMINAIRE : SENSIBILITE DES RESULTATS

La qualité des résultats fournis par la méthode des éléments finis dans un calcul transitoire dépend des discrétisations temporelles et spatiales du problème. Nous avons dans notre étude cherché à atteindre une convergence des résultats vers une solution dite de référence pour déterminer les tailles de mailles ( $\Delta x$ ) et les pas de temps adéquats pour la résolution de notre problème, et ainsi assurer la qualité de la simulation thermique. Pour ce faire, un modèle thermique axisymétrique a été mis en place pour simuler l'histoire thermique d'un disque de matière soumis à notre source de chaleur en son centre. (Figure 2-3).

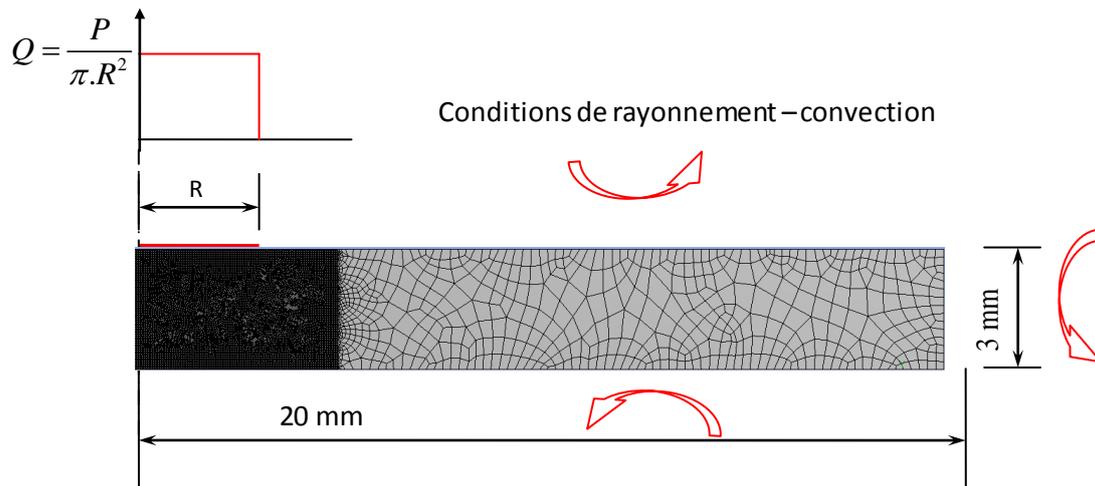


Figure 2-3, Géométrie de l'étude axisymétrique

Le maillage a été défini de telle sorte que la zone affinée dans laquelle l'étude de sensibilité est effectuée soit suffisamment importante pour inclure la ZF et que le maillage dans la zone maillée moins finement n'affecte pas les résultats obtenus.

Une modélisation axisymétrique présente divers avantages par rapport à une approche cartésienne : l'apport de chaleur sans déplacement de la torche permet de visualiser les deux types de géométrie de zone fondue (Figure 1-23) en imposant le temps de maintien adéquat. Les conditions de symétrie permettent de limiter le nombre d'éléments utilisés et donc de réaliser une étude de sensibilité au maillage et au pas de temps avec des temps de calcul raisonnables. Enfin, l'application de la source de chaleur sous la forme d'un disque est particulièrement simple. Dans notre cas, nous utilisons ce modèle pour une analyse essentiellement numérique. Pour mettre en place les relations entre les paramètres opératoires et les paramètres numériques, il sera nécessaire de développer un modèle complet prenant en compte le déplacement de la torche, les différentes géométries d'assemblage... Une modélisation cartésienne est alors incontournable.

Nous avons évalué l'influence des variations des pas de temps et d'espace sur les dimensions des zones fondues calculées. Les paramètres observés sont ceux décrits au paragraphe 1.4.1.a. La taille du disque donnée figure 2-2 a été définie de telle sorte qu'elle n'affecte pas le champ thermique au voisinage de la zone fondue. Un calcul préliminaire a montré que les dimensions de la ZF obtenues en modélisant un disque de 200 mm de rayon sont identiques à celles obtenues avec 20 mm.

Les paramètres d'entrée de la source de chaleur P et R sont fixés aux valeurs respectives de 300 W et 2 mm pour l'ensemble de cette étude de sensibilité au maillage et au pas de temps.

### 2.2.1 MATERIAU

Le matériau utilisé pour cette étude est le superalliage base Cobalt KCN22W (Désignation commerciale : Haynes ou Ha 188), couramment utilisé dans les parties chaudes des turbomoteurs telles que la chambre de combustion par exemple. Sa composition chimique est présentée dans le tableau 2-1.

Tableau 2-1, Composition chimique de l'alliage KCN22W

| <b>C</b>  | <b>Si</b> | <b>Mn</b> | <b>P</b>  | <b>S</b>  | <b>Ag</b> | <b>B</b>  | <b>Bi</b> |
|-----------|-----------|-----------|-----------|-----------|-----------|-----------|-----------|
| 0,05      | 0,2       |           |           |           |           |           |           |
| 0,15      | 0,5       | 1,25      | 0,02      | 0,015     | 0,001     | 0,015     | 0,0001    |
| <b>Cr</b> | <b>Fe</b> | <b>La</b> | <b>Ni</b> | <b>Pb</b> | <b>W</b>  | <b>Co</b> |           |
| 20        |           | 0,03      | 20        |           | 13        | Base      |           |
| 24        | 3         | 0,112     | 24        | 0,001     | 16        |           |           |

Les températures du solidus et du liquidus, ainsi que la chaleur latente de fusion et de solidification ont été déterminées à l'aide d'un essai de DSC (Figure 2-4).

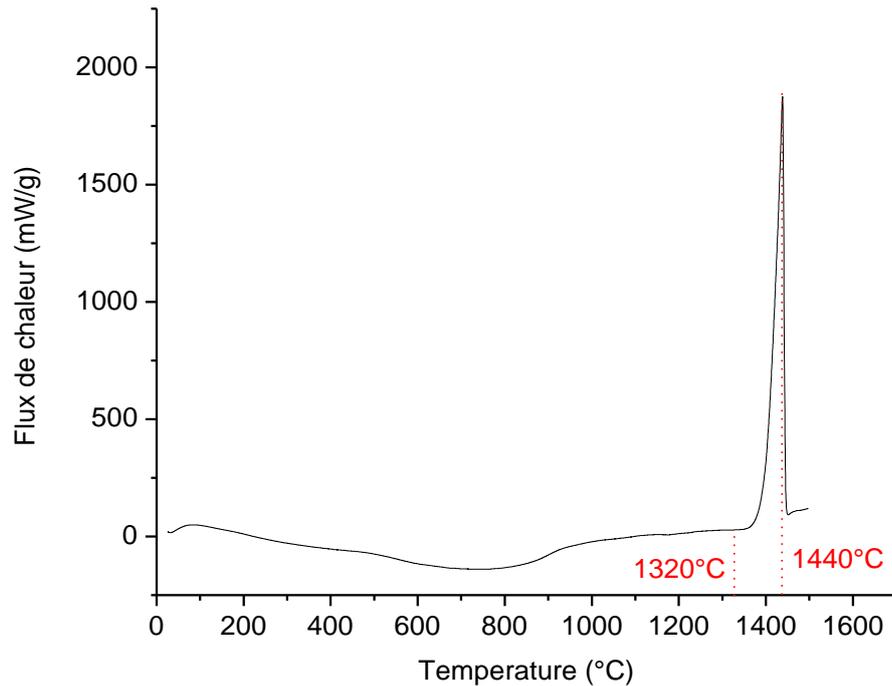


Figure 2-4, Thermogramme au chauffage du Ha 188 obtenu par DSC (10°C/min)

Les températures du solidus et du liquidus ont été identifiées respectivement à 1320°C et 1440°C. L'isotherme 1320°C sera donc celui nous permettant de délimiter la zone fondue dans le modèle numérique.

La prise en compte de la chaleur latente de changement de phase est implémentée dans l'expression de la chaleur spécifique (Figure 2-5). Le changement abrupte de comportement thermique entraîné par la fusion – solidification implique généralement des difficultés de convergence. De ce fait il est possible de fixer dans le code de calcul, pour un pas de temps défini, une variation maximale de température dans le solide. Nous avons choisi d'utiliser le réglage par défaut du logiciel ANSYS.

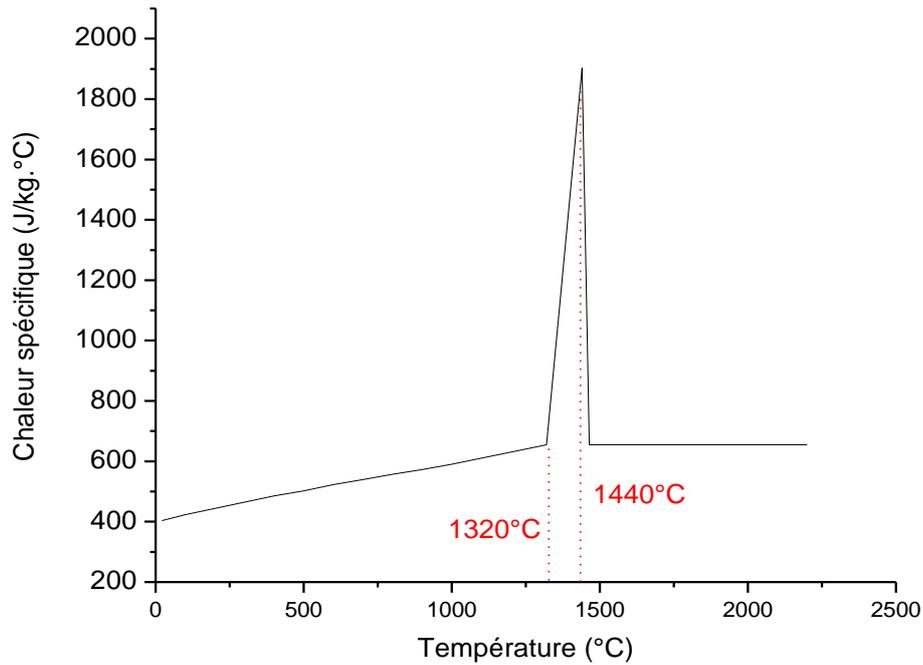


Figure 2-5, Evolution de la chaleur spécifique en fonction de la température

L'évolution de la conductivité thermique est présentée Figure 2-6. Elle prend en compte les mesures en phase solide alors que pour la phase liquide au repos, on a admis que la conduction thermique était constante et en continuité avec la conductivité du solide. La valeur en phase liquide a donc été fixée à 33 W/m.°C.

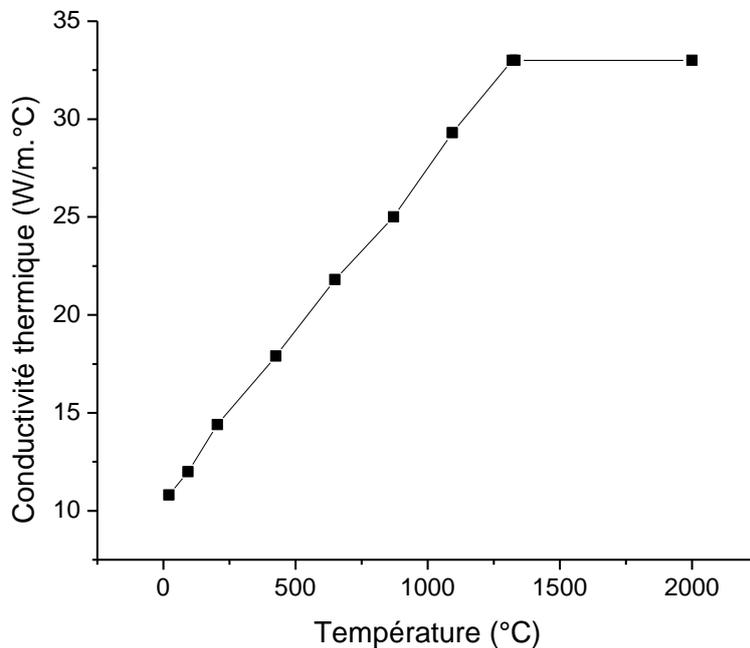


Figure 2-6, Evolution de la conductivité thermique en fonction de la température

### 2.2.2 CONDITIONS AUX LIMITES

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

$$\phi_c = h_c \cdot (T - T_\infty) \quad 2-2$$

où  $h_c$  est le coefficient d'échange,  $T$  la température sur la paroi de la pièce et  $T_\infty$  la température du milieu ambiant.

Le flux radiatif est quant à lui défini par la relation 2-3 :

$$\phi_r = \sigma \cdot \varepsilon \cdot (T^4 - T_\infty^4) \quad 2-3$$

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

Dans notre modélisation, nous avons retenu les valeurs  $h_c = 15 \text{ W/m}^2\cdot\text{K}$ ,  $\varepsilon = 0,9$  [53, 23, 19, 43] et  $T_\infty = 20^\circ\text{C}$  (293K).

### 2.2.3 INFLUENCE DES PAS DE TEMPS ET D'ESPACE

Dans cette étude, nous avons cherché à déterminer le pas de temps optimal nous permettant d'obtenir des dimensions de ZF identiques à une solution numérique dite de référence où le pas de temps maximal ( $\Delta t_{\max}$ ) est égal à  $10^{-3}$  s. On rappelle que dans cette étude, l'objectif n'est pas de retrouver des résultats obtenus expérimentalement mais de quantifier l'influence du maillage et du pas de temps sur les résultats.

Les dimensions de ZF calculées pour les quatre tailles de mailles au bout de 10 secondes sont présentées sur les figures 2-7 et 2-8.

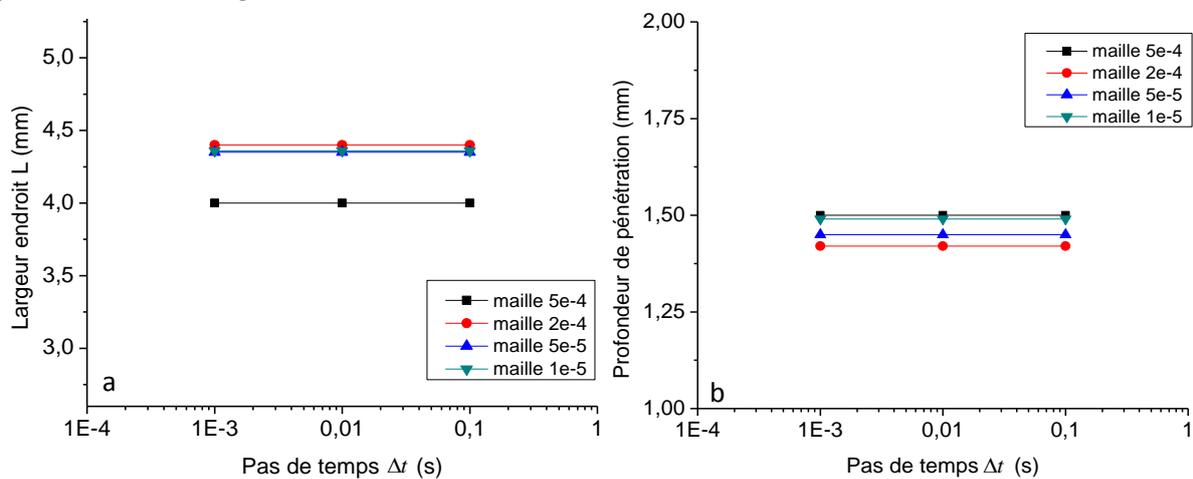


Figure 2-7, Influence du pas de temps sur les dimensions de la zone fondue

a: largeur endroit L, b : Profondeur de pénétration e

On remarque que les résultats obtenus sur la largeur endroit L et l'épaisseur de pénétration e ne sont pas affectés par la modification du pas de temps (Figure 2-7). L'étude montre que l'utilisation d'un pas de temps de l'ordre  $10^{-1}$ s permet d'obtenir des résultats en accord avec la solution de référence donnée pour un  $\Delta t_{\max}$  de  $10^{-3}$ s. L'analyse effectuée a permis de sélectionner un pas de temps

minimal à partir duquel une diminution de  $\Delta t_{\max}$  n'apporte que peu de précision sur les dimensions des zones fondues.

Par ailleurs, on constate sur cette figure que les dimensions de la ZF évoluent en fonction de la taille de maille. La discrétisation spatiale du problème thermique implique également de réaliser une étude de sensibilité pour évaluer une taille de maille optimale présentant une bonne précision par rapport à un calcul de référence. Ainsi, des simulations ont été effectuées avec le modèle numérique décrit au paragraphe 2.2 avec trois tailles de maille différentes dans le domaine incluant la ZF : 0,5; 0,2; 0,05 et 0,01 mm, en considérant le pas de temps optimal  $\Delta t_{\max} = 0,01$  s.

On identifie trois paramètres notés  $L^*$ ,  $e^*$  et  $l^*$  définis par:

$$L^* = 1 - \frac{L}{L_{ref}}, \quad e^* = 1 - \frac{e}{e_{ref}}, \quad l^* = 1 - \frac{l}{l_{ref}} \quad 2-4$$

où  $L_{ref}$ ,  $e_{ref}$  et  $l_{ref}$  sont les grandeurs relevées pour la taille de maille la plus fine (0,01 mm). Les résultats sont présentés Figure 2-8. On constate que les écarts par rapport au calcul référence ( $\Delta x = 0,01$  mm) sont inférieurs à 5% lorsque  $\Delta x$  est inférieur à 0,2 mm. Dans le cas où  $\Delta x$  est égal à 0,5 mm, l'écart par rapport au calcul référence atteint environ 9%.

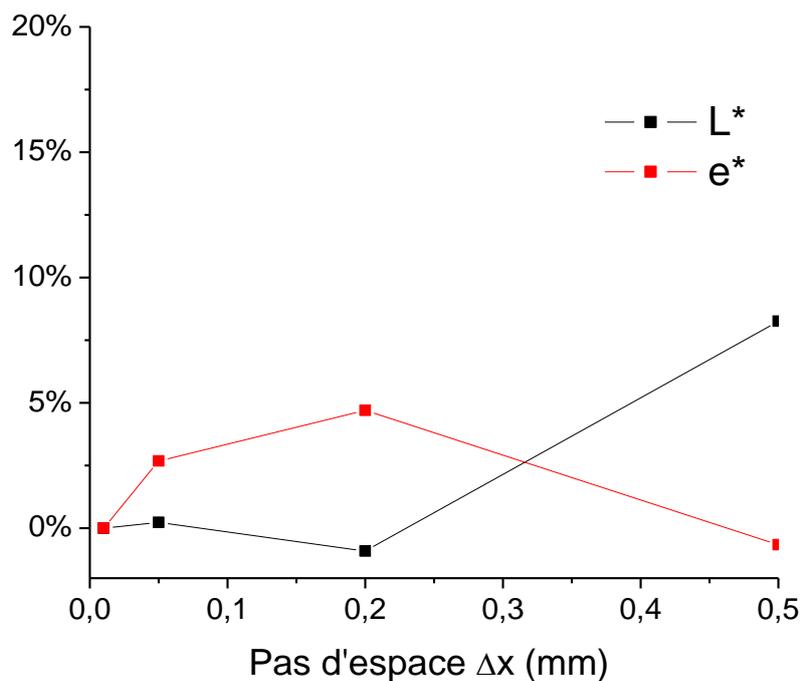


Figure 2-8, Influence du pas d'espace sur les dimensions de la ZF

L'étude axisymétrique montre que l'utilisation d'une taille de maille de 0,2 mm pour définir la zone fondue ainsi qu'un pas de temps de l'ordre du  $100^{\text{ème}}$  de seconde permet de réaliser un calcul dont la qualité n'est pas affectée par la taille de maille.

#### 2.2.4 INFLUENCE DE LA DISCRETISATION DE LA SURFACE D'APPLICATION DE LA SOURCE

La méthode d'application de la source de chaleur conduit également à une discrétisation de la surface d'application de la source. Une étude préliminaire de sensibilité au maillage complémentaire

de la précédente est alors indispensable. Au préalable, nous présentons l’algorithme de mise en place de la source de chaleur dans le cadre d’une modélisation cartésienne.

La mise en place de la source est réalisée dans l’étape de pré-résolution (preprocessing). Deux entités géométriques interviennent dans la procédure de création de la source, à savoir la trajectoire de soudage T (arête) et les surfaces assemblées  $A_1$  et  $A_2$  supportant le chargement thermique (Figure 2-10). Ces surfaces sont maillées avec des éléments surfaciques SURF152 identifiés comme récepteurs de flux de chaleur (Figure 2-9). La géométrie des éléments surfaciques ainsi créés correspond à la face extérieure des éléments volumiques linéaires SOLID 70 utilisés pour le reste du maillage.

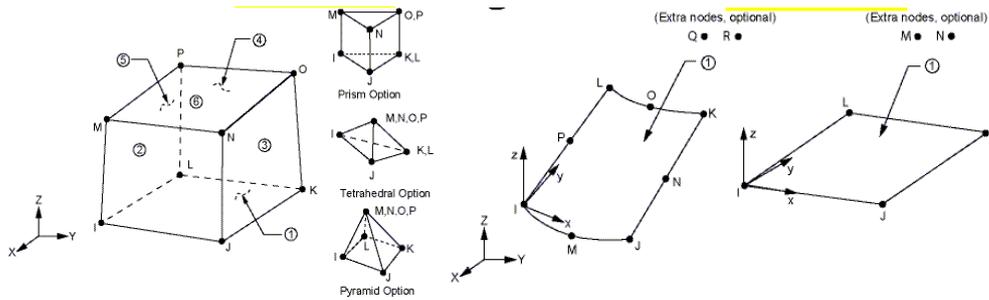


Figure 2-9, Eléments finis utilisés pour le modèle thermique [54]

A un instant donné, le centre de la source se trouve en un des nœuds de la trajectoire T. Par exemple, le nœud  $N_n$  (Figure 2-11). Pour chaque nœud N du maillage, on calcule la distance  $r(N)$  entre  $N_n$  et  $N_{n+1}$ .

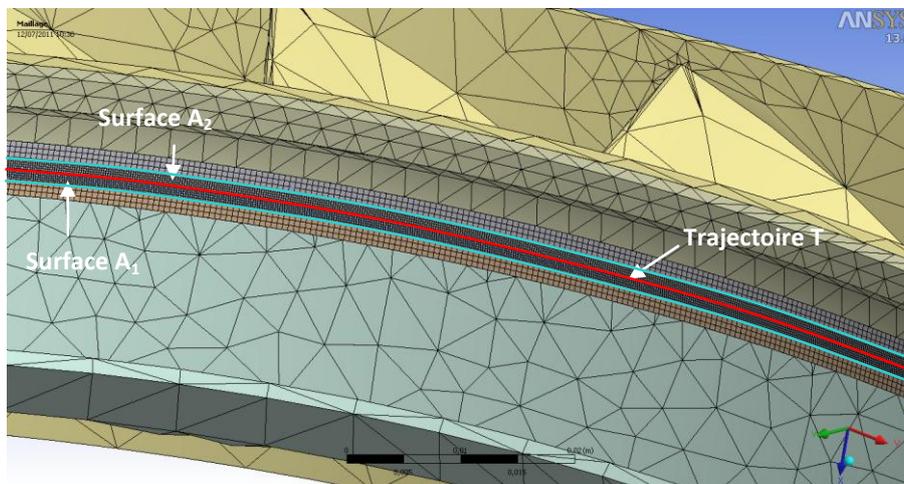


Figure 2-10, Repérage de la trajectoire T et des surfaces assemblées  $A_1$  et  $A_2$

Le centre de la source de chaleur est défini à un instant donné sur un nœud  $N_n$  présent sur la trajectoire de soudage. Un repère cylindrique local  $(N_n, \vec{r}, \vec{\theta}, \vec{z})$  est créé à partir des 3 nœuds  $N_n, N_{n+1}, N'_n$ : l'axe  $\vec{r}$  est modélisé par le vecteur défini par deux nœuds consécutifs  $N_n$  et  $N_{n+1}$  sur la trajectoire et appartenant au même élément E (Figure 2-11) ; le troisième nœud  $N'_n$  permet de créer le plan  $(N_n, \overrightarrow{N_n N_{n+1}}, \overrightarrow{N_n N'_n})$ .

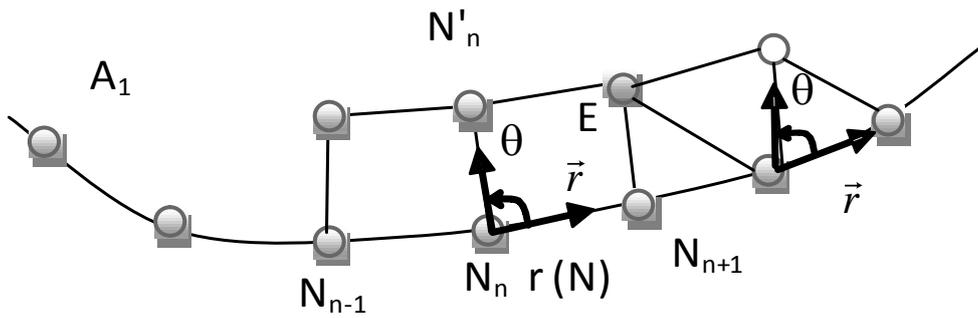


Figure 2-11, Création du repère local de la source de chaleur

Pour définir le disque de rayon  $R$ , l'ensemble des nœuds dont les coordonnées locales  $(r_n, \theta_n, Z_n)$  remplissent la condition (2-5) est sélectionné.

$$r_n \leq R \quad 2-5$$

$r_n$  représente la distance entre le centre de la source et le nœud numéroté  $n$  et  $R$  le rayon de la source. Chaque élément surfacique SURF 152, possédant au minimum un nœud vérifiant l'équation 2-5 est soumis au flux de chaleur (Figure 2-12). Cette condition implique qu'il n'est pas nécessaire que l'intégralité de la surface d'un élément soit incluse dans le disque théorique représentant la source de chaleur. Avec ce choix, la surface réelle sur laquelle est appliqué le flux est donc supérieure à celle définie par le disque de rayon théorique  $R$ .

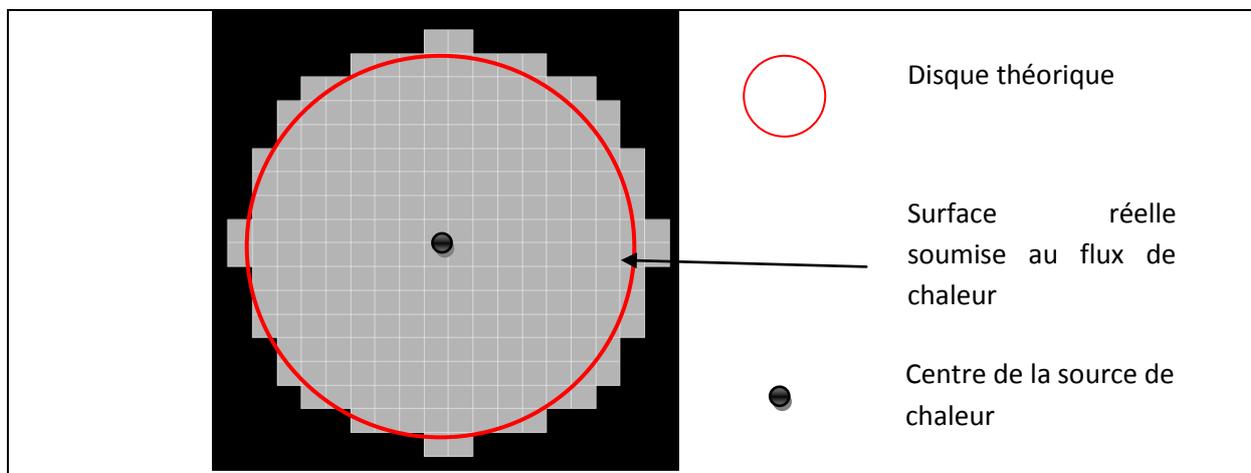


Figure 2-12, Comparaison des surfaces discrétisée et théorique

La surface réelle totale de la source de chaleur numérique est représentée par la somme des surfaces élémentaires et le flux de chaleur imposé est calculé en fonction de cette surface réelle sachant que la puissance imposée  $P$  est fixée et constante.

Dans le cas de maillages réguliers, la géométrie de la source est symétrique par rapport au nœud central comme on peut le constater sur l'exemple de la figure 2-12. Par contre, pour certains maillages tétraédriques, la disposition des éléments implique une dissymétrie de la source (figure 2-13).

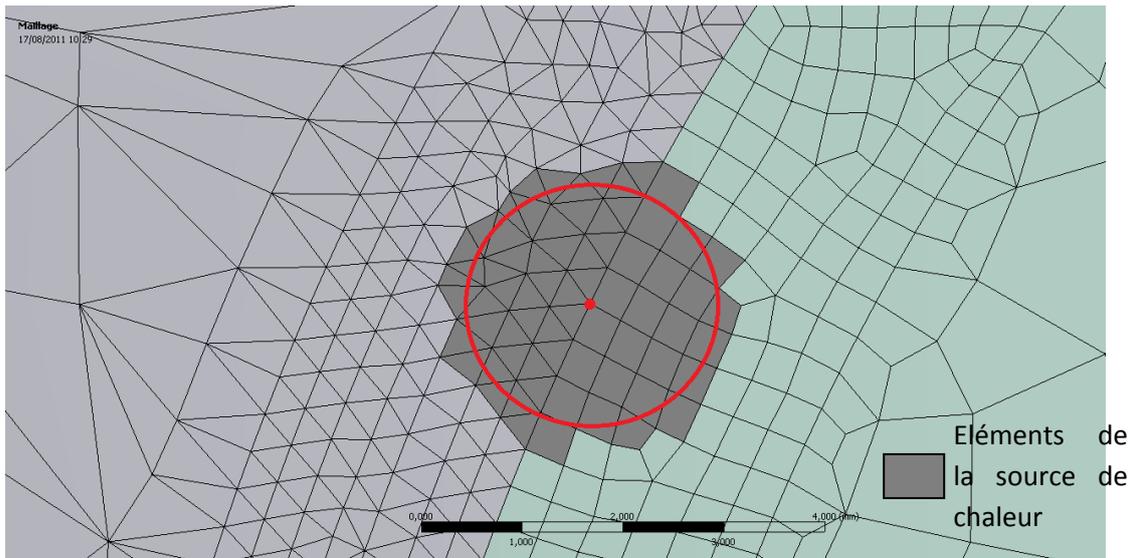


Figure 2-13, Exemple de source dissymétrique

L'étude axisymétrique ne permet pas d'étudier l'influence du pas d'espace sur la surface définie par la source. Un maillage cartésien 3D du modèle axisymétrique décrit au paragraphe 2.2 a donc été réalisé. Pour une taille de maille donnée dans la zone affinée définie, à partir de la relation (2-4), il est alors possible de calculer, en fonction du rayon R, la surface où est appliquée la source de chaleur (Figure 2-14).

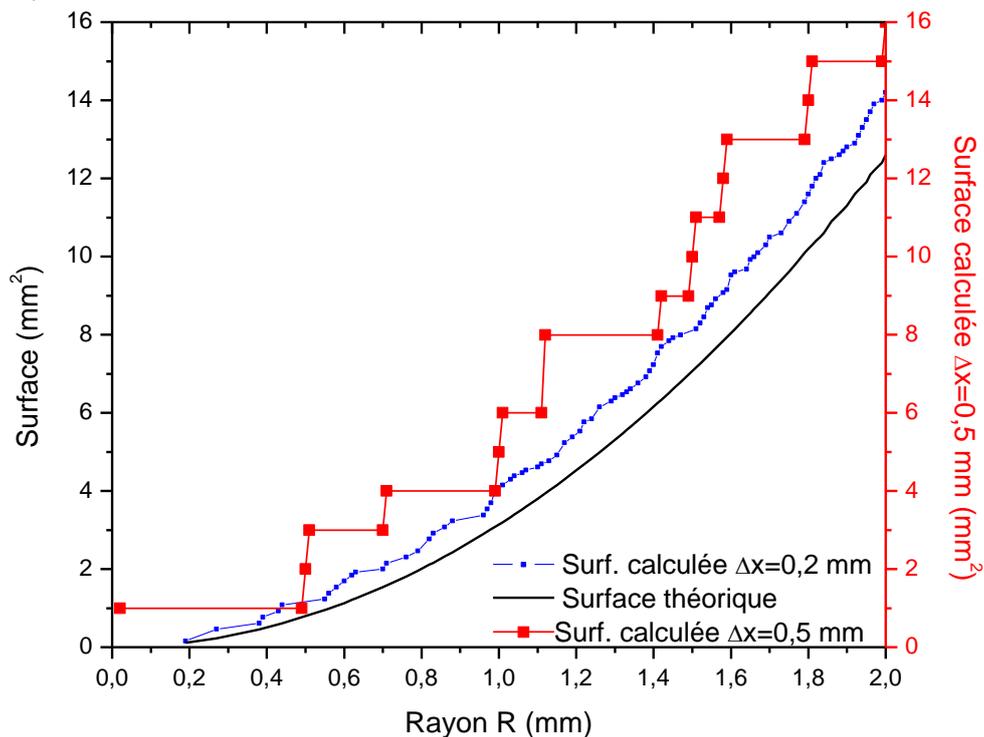


Figure 2-14, Influence de la taille de maille sur la surface de la source de chaleur

On constate que pour une taille de maille de 0,5 mm la surface sur laquelle est appliqué le flux est très grossière et ne représente pas correctement la surface théorique. De plus, avec cette discrétisation, lorsque la différence entre deux rayons imposés  $\partial R$  est trop faible, l'augmentation de la consigne R ne permet pas d'inclure de nouveaux éléments dans la source, ne modifiant pas de fait

la surface  $S$  où est imposé le flux de chaleur (Figure 2-13) : par exemple, un rayon  $R$  compris entre 0 mm et 0,5 mm implique toujours pour un maillage  $\Delta x = 0,5$  mm une surface de  $1 \text{ mm}^2$ .

Les résultats obtenus avec une taille de maille plus petite ( $\Delta x = 0,2$  mm) présentent une évolution de la surface chargée semblable à celle de la théorie (Figure 2-14). Le choix de ce pas d'espace permet alors d'effectuer un réglage fin du rayon de la source de chaleur.

En conclusion de l'ensemble de ces études de sensibilité, nous avons choisi d'imposer dans toutes les simulations numériques que nous présenterons un pas de temps maximum égal à  $10^{-2}$  s et une taille de maille de 0,2 mm dans la zone où est appliqué le flux de chaleur.

### 2.2.5 PROCEDURE DE DEPLACEMENT DE LA SOURCE DE CHALEUR

La source de chaleur que nous avons choisi d'utiliser est une source surfacique qui doit représenter l'apport de chaleur de l'arc pour un jeu de paramètres opératoires donné. On détaille ci-dessous l'algorithme modélisant le déplacement de l'arc sur la pièce.

Comme on l'a vu au paragraphe précédent, à un instant donné, le centre de la source de chaleur représenté par la surface  $S_n$  est situé sur un nœud  $N_n$  appartenant à l'arête géométrique modélisant la trajectoire. Le problème thermique est alors résolu avec cette source  $S_n$  pour une durée  $\Delta t_n$  dépendante de la distance entre les deux centres de sources consécutives ( $N_n$  et  $N_{n+1}$  dans notre cas)  $d_n$  et de la vitesse de déplacement de la torche  $v$  (Relation 2-6).

$$\Delta t_n = \frac{d_n}{v} \quad 2-6$$

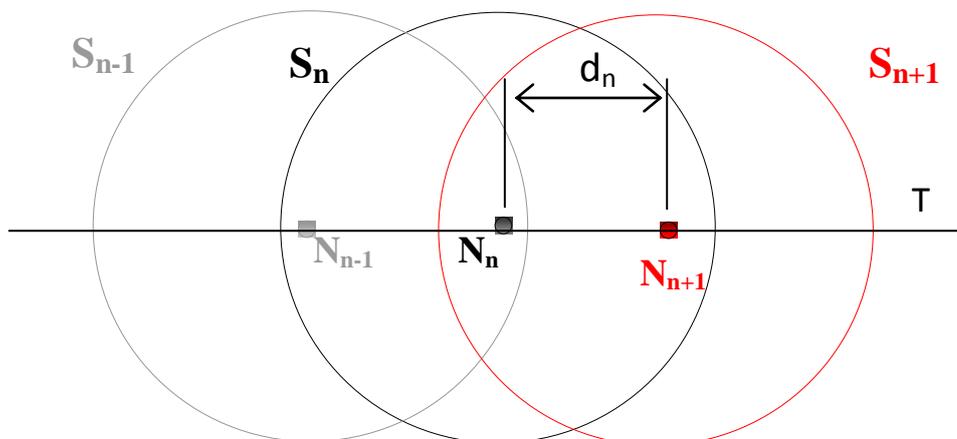


Figure 2-15, Modélisation du déplacement de la source de chaleur

Le nœud suivant  $N_{n+1}$  sélectionné sur la trajectoire devient alors le centre de la nouvelle surface  $S_{n+1}$  qui est définie selon la même procédure ; cette première source est alors appliquée pendant un temps  $t_{n+1}$  défini par la relation 2-6 et ainsi de suite.

Pour l'étude de convergence, nous avons modélisé deux déplacements d'une torche sur une plaque de dimensions  $60 \times 60 \times 3$  mm à deux vitesses et tailles de mailles différentes (Tableau 2-2).

Tableau 2-2, Résultats de l'étude de sensibilité du déplacement au pas d'espace dans le cas dynamique

| Dimensions ZF (mm) | Taille de maille (mm)           |      |       |      |
|--------------------|---------------------------------|------|-------|------|
|                    | 0,2                             |      | 0,005 |      |
|                    | Vitesse de déplacement (mm/min) |      |       |      |
|                    | 100                             | 200  | 100   | 200  |
| Largeur endroit    | 3,90                            | 3,02 | 3,88  | 3,04 |
| Epaisseur          | 0,8                             | 0,36 | 0,9   | 0,4  |

Les résultats de cette étude sont en accord avec l'étude faite dans le cas statique : quelle que soit la vitesse de déplacement de la source, la taille de maille de 0,2 mm permet de reproduire le déplacement de la torche.

### 2.3 CHOIX D'UNE CONDUCTIVITE THERMIQUE EQUIVALENTE POUR LE METAL LIQUIDE

La connaissance des phénomènes se déroulant dans la zone fondue a permis de mettre en avant l'importance des écoulements fluides dans le bain qui tendent à homogénéiser la température intra ZF. Dans la littérature, on trouve de nombreux travaux sur la modélisation de ces phénomènes comme nous l'avons présenté au paragraphe 1.3.2 Pour simuler une opération de soudage, une solution usuelle consiste à augmenter de façon artificielle la conductivité thermique du matériau en phase liquide pour tenir compte des transports de chaleur dus aux mouvements de convection [39, 3, 2, 55]. La valeur de  $\lambda_{\text{liquide}}$  est couramment définie par la relation suivante :

$$\lambda_{\text{liquide}} = \alpha \cdot \lambda_{\text{solidus}} \quad 2-7$$

où  $\alpha$  est un coefficient multiplicateur compris entre 1,1 et 8 selon les études [56, 57] et  $\lambda_{\text{solidus}}$  représente la conductivité thermique au solidus.

De plus, de nombreux auteurs introduisent un coefficient d'anisotropie (noté ici C) dans l'expression de  $\lambda_{\text{liquide}}$  afin de rendre compte de la prédominance des courants de convection dans le sens de déplacement du soudage [56, 58, 11], tel que dans le cas du déplacement de la torche suivant l'axe X. C est exprimé comme suit:

$$C = \frac{\lambda_x}{\lambda_y}, C = \frac{\lambda_x}{\lambda_z} \text{ ou } C = \frac{\lambda_y}{\lambda_z} \quad 2-8$$

Dans notre modélisation, nous choisissons d'imposer C égal à 1 afin d'éviter l'ajout d'un paramètre supplémentaire à une modélisation simplifiée du soudage. Il convient alors de déterminer la valeur de  $\lambda_{\text{liquide}}$  à imposer.

### 2.3.1 ETUDE DE SENSIBILITE DES DIMENSIONS DE LA ZF A LA VALEUR DE $\lambda_{LIQUIDE}$

Notre but est d'étudier l'influence de la valeur de  $\lambda_{liquide}$  sur les dimensions de la zone fondue afin de déterminer une valeur pertinente pour le modèle mis en place. Pour ce faire, nous choisissons différentes valeurs de conductivité pour la phase liquide (Figure 2-16).

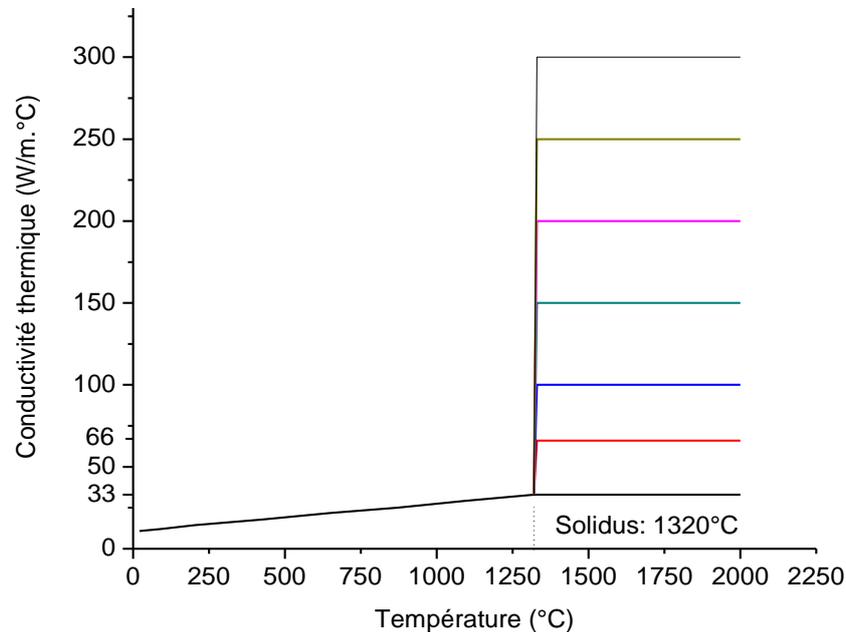


Figure 2-16, Evolutions testées pour la conductivité thermique en fonction de la température. Pour cette étude, on utilise de nouveau le modèle et les données présentées au paragraphe 2.2. L'hypothèse d'axisymétrie permet en effet d'effectuer une analyse de sensibilité fine à la valeur de  $\lambda_{liquide}$  dans un temps raisonnable. La dimension de maille dans la zone fondue est de 0,2 mm, en accord avec les conclusions du paragraphe 2.2 (Figure 2-17).

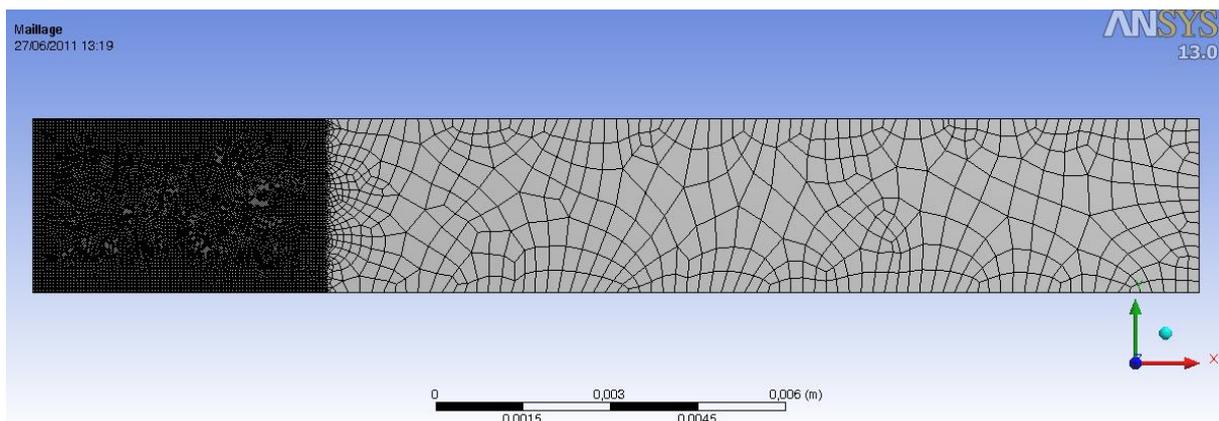


Figure 2-17, Maillage de l'étude axisymétrique

Deux couples (P, R) de paramètres d'entrée de la source ont été imposés afin de modéliser des cas respectivement non-pénétrant et pénétrant. Les valeurs ainsi que le temps de maintien du chargement statique sont présentés dans le Tableau 2-3.

Tableau 2-3, Conditions aux limites du modèle

| Cas           | Puissance (W) | Rayon (mm) | Temps de maintien (s) | hc Convection (W/m <sup>2</sup> .°C) / Rayonnement (ε) |
|---------------|---------------|------------|-----------------------|--|
| Non-Pénétrant | 300           | 2          | 10                    | 15 / 0,9   |
| Pénétrant     | 500           | 2          | 10                    | 15 / 0,9   |

Pour chaque essai, on observe les dimensions de la zone fondue et la température maximale relevée dans la ZF à la fin du chargement thermique. La figure 2-18 montre l'évolution des grandeurs L et e pour le cas non pénétrant en fonction de  $\lambda_{\text{liquide}}$ . Le cas pénétrant est quant à lui présenté sur la Figure 2-19.

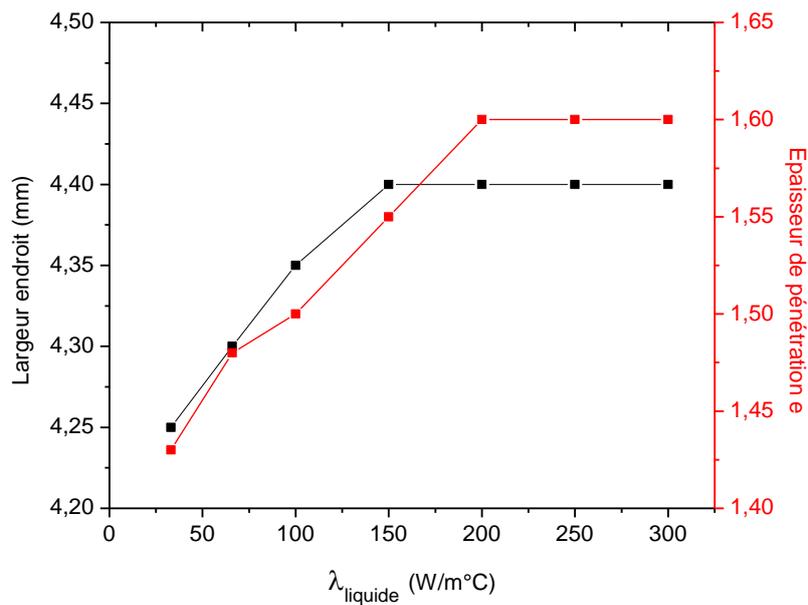


Figure 2-18, Evolution des dimensions de la ZF en fonction de  $\lambda_{\text{liquide}}$  dans un cas non pénétrant

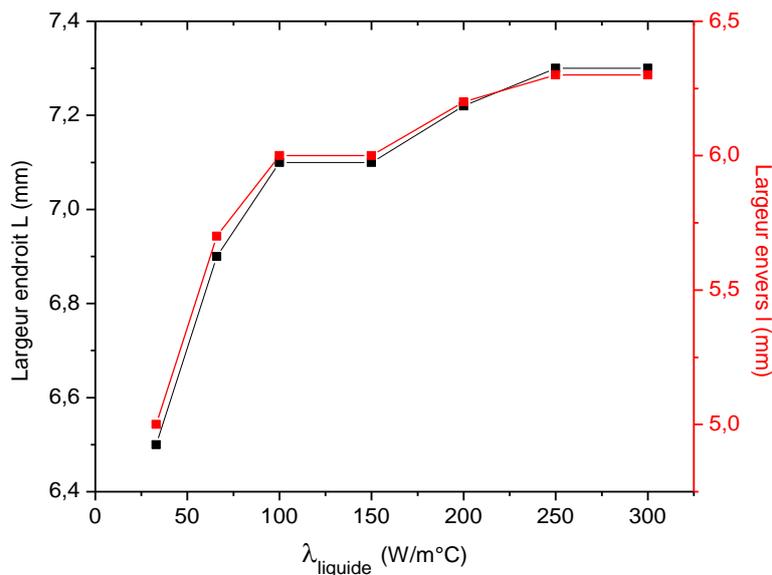


Figure 2-19, Evolution des dimensions de la ZF en fonction de  $\lambda_{\text{liquide}}$  dans un cas pénétrant

On observe sur les deux figures un comportement asymptotique de l'évolution : pour des valeurs de conductivité suffisamment élevées, les grandeurs L, e et l n'évoluent plus. Lorsqu'on augmente la

conductivité en phase liquide, on diminue les gradients thermiques dans la zone fondue augmentant alors les transferts de chaleur vers l'intérieur de la pièce.

Pour illustrer l'effet asymptotique, on utilise les paramètres  $L^*$ ,  $e^*$  et  $l^*$  définis à l'équation 2-4. La Figure 2-20 montre qu'en considérant  $\lambda_{\text{liquide}}$  égale à celle imposée au solidus, soit  $33 \text{ W/m}^\circ\text{C}$ , l'écart à la solution asymptotique peut atteindre 20% selon le cas. En revanche, en imposant  $\lambda_{\text{liquide}}$  égal à  $100 \text{ W/m}^\circ\text{C}$ , l'écart maximal constaté reste toujours inférieur à 6%.

On remarque de plus que le temps de calcul est d'autant plus faible que  $\lambda_{\text{liquide}}$  est petit.

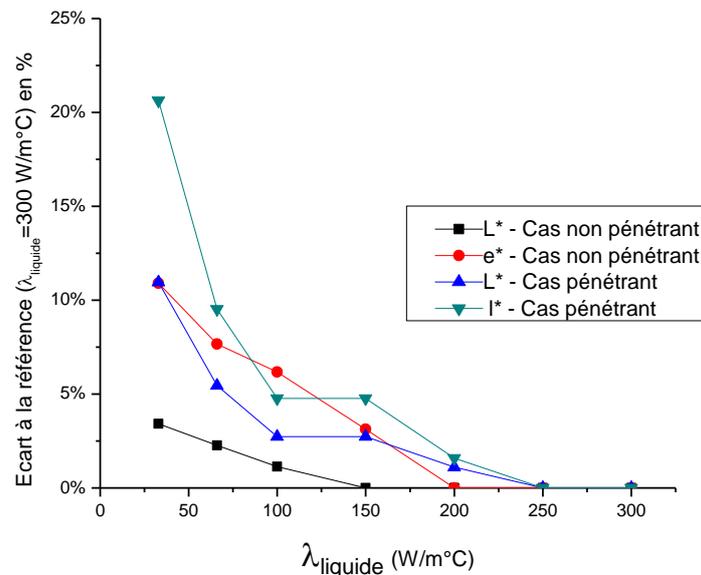


Figure 2-20, Evolution des grandeurs  $L^*$ ,  $e^*$  et  $l^*$  en fonction de  $\lambda_{\text{liquide}}$

### 2.3.2 TEMPERATURES MAXIMALES RELEVÉES DANS LA ZF

La Figure 2-21 montre que la température maximale relevée dans la zone fondue au cours du calcul diminue avec l'augmentation de la conductivité thermique en phase liquide.

Comme on pouvait s'y attendre, la tendance observée est asymptotique également : lorsque  $\lambda_{\text{liquide}}$  tend vers l'infini, la température maximale tend vers la température de fusion du matériau. On constate que la baisse de température est significative pour de faibles valeurs de  $\lambda_{\text{liquide}}$ .

Pour  $\lambda_{\text{liquide}} = 100 \text{ W/m.K}$ , l'écart avec la température maximale obtenue avec  $\lambda_{\text{liquide}} = 300 \text{ W/m.K}$  n'excède pas  $150^\circ\text{C}$  ce qui est assez faible. De plus, les contraintes mises en jeu pendant et après le soudage dépendent des caractéristiques du matériau telles que le coefficient de dilatation et la limite d'élasticité. La zone fondue est considérée comme une zone où les propriétés mécaniques sont faibles et n'influencent pas le matériau solide environnant. La prédiction précise du champ de température au sein de la ZF ne constitue donc pas une nécessité pour notre étude.

En revanche, l'évolution de la température maximale au sein de la zone fondue en fonction de  $\lambda_{\text{liquide}}$  nous amène à vérifier l'influence du choix de  $\lambda_{\text{liquide}}$  sur le bilan calorimétrique.

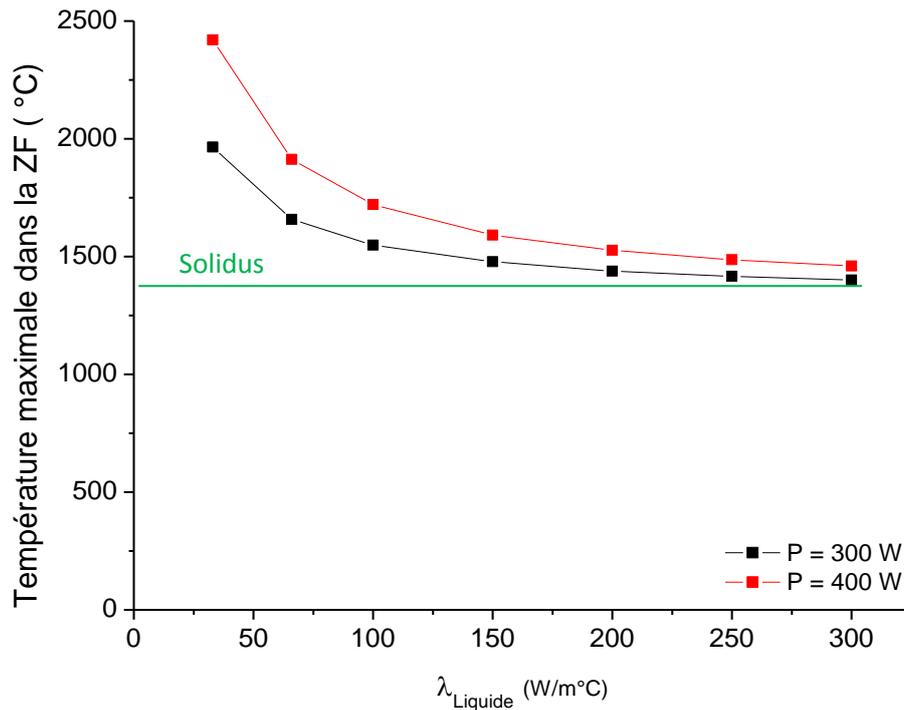


Figure 2-21, Températures maximales relevées dans la ZF en fonction de  $\lambda_{\text{liquide}}$

### 2.3.3 BILAN CALORIMETRIQUE

Les flux convectifs et radiatifs sont liés aux températures sur les surfaces de la pièce et notamment sur la surface de la zone fondue. La diminution de la température calculée due à l'augmentation de  $\lambda_{\text{liquide}}$  entraîne une modification de ces conditions aux limites. Il convient donc d'évaluer l'impact de ces modifications sur le bilan calorimétrique. Pour cela, on a calculé les flux convectifs et radiatifs sur la zone fondue pour vérifier que le bilan calorimétrique n'est pas affecté par ces modifications.

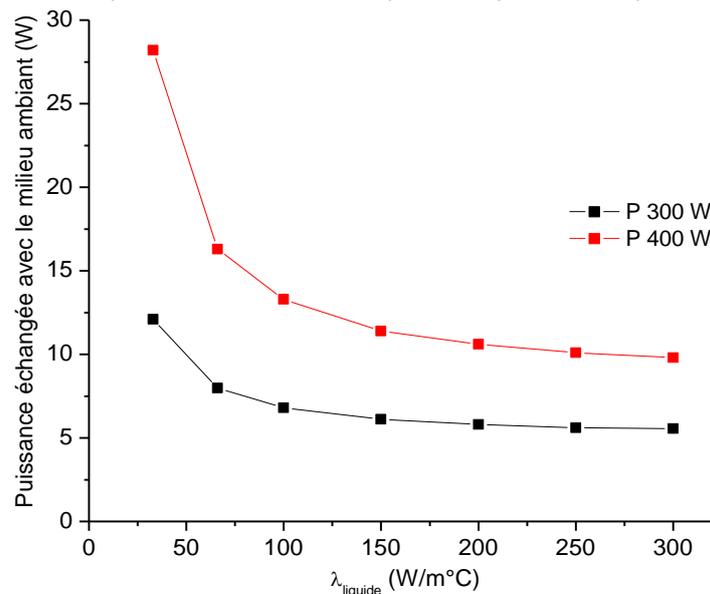


Figure 2-22, Modification des flux de pertes induite par la modification du  $\lambda_{\text{liquide}}$

On constate (figure 2-22) que les pertes de flux par convection et rayonnement sont de 7 W lorsque  $\lambda_{\text{liquide}} = 100 \text{ W/m}^\circ\text{C}$  et d'environ 6 W pour  $\lambda_{\text{liquide}} = 300 \text{ W/m}^\circ\text{C}$  dans un cas non pénétrant. L'écart estimé de 1 W peut être considéré négligeable en comparaison avec l'apport de chaleur qui est de 300W. Pour le cas pénétrant, l'écart entre les valeurs obtenues avec  $\lambda_{\text{liquide}} = 100 \text{ W/m}^\circ\text{C}$  et  $\lambda_{\text{liquide}} = 300 \text{ W/m}^\circ\text{C}$  est de 3 W. Quel que soit le type de soudage, les modifications entraînées sur les conditions aux limites d'échange avec le milieu extérieur sont faibles et seront donc considérées comme négligeables.

### 2.3.4 TEMPS DE CALCUL

On constate sur la figure 2-23 que le temps de calcul croît avec  $\lambda_{\text{liquide}}$  : lorsque la conductivité thermique augmente, le nombre d'éléments affecté par les échanges de chaleur croît aussi. Cependant, on remarque que pour  $\lambda_{\text{liquide}} \leq 100 \text{ W/m}^\circ\text{C}$ , on limite l'augmentation du temps de calcul.

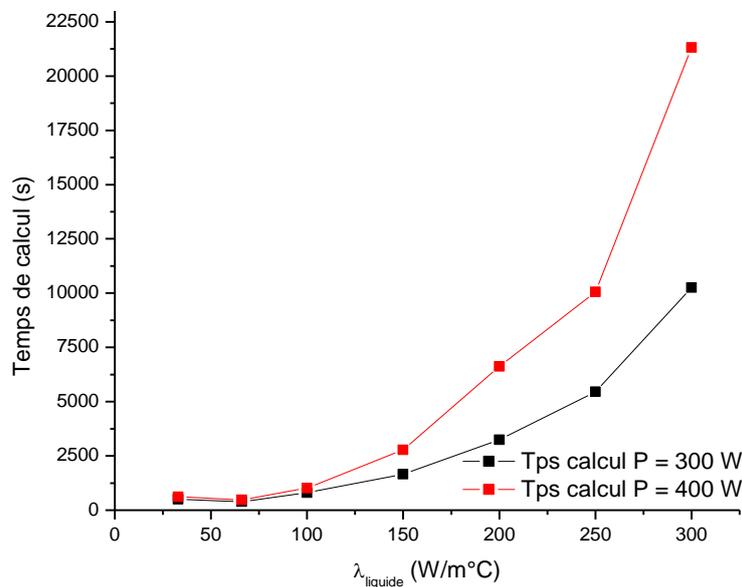


Figure 2-23, Influence du  $\lambda_{\text{liquide}}$  sur le temps de calcul

### 2.3.5 SYNTHÈSE

En conclusion sur cette étude, nous choisissons de fixer  $\lambda_{\text{liquide}}$  à  $100 \text{ W/m}^\circ\text{C}$ , en considérant que la conductivité thermique est isotrope. Ce choix permet de prendre en compte artificiellement les transferts de chaleur dus aux mouvements fluides dans le bain, en respectant le bilan thermique avec des temps de calcul sensiblement identiques à ceux obtenus lorsque  $\lambda_{\text{liquide}}$  est égale à la conductivité thermique à la température solidus. De plus, nous avons montré que le choix du  $\lambda_{\text{liquide}}$  influençait la température maximale et donc le champ thermique dans la ZF. Par contre,  $\lambda_{\text{liquide}}$  a peu d'influence sur la position du front de fusion et donc sur l'évolution des isothermes. Dans notre étude, nous cherchons à mettre en place une source de chaleur prédictive, permettant d'anticiper les dimensions d'un cordon de soudure connaissant les paramètres opératoires de soudage. Notre objectif est donc de positionner correctement le front de fusion dans le solide, en respectant le bilan calorimétrique

avec pour objectif d’apprécier les contraintes résiduelles dues au procédé afin de mettre en évidence certaines sollicitations engendrant des déformations excessives ou l’apparition de fissures.

## 2.4 METHODE UTILISEE POUR IDENTIFIER LES PARAMETRES P ET R DE LA SOURCE DE CHALEUR

Pour développer une source de chaleur représentative du soudage TIG, nous avons choisi de mettre en place des relations liant les paramètres opératoires intensité et hauteur d’arc (I, h) aux paramètres de la source de chaleur puissance et rayon (P, R). Cette identification est basée sur une confrontation entre les résultats expérimentaux obtenus suite à un plan d’essais et les résultats numériques. Nous utilisons les critères définis au paragraphe 1.4.1 pour identifier les jeux de paramètres opératoires et numériques pour lesquels les dimensions de la zone fondue sont similaires. Une étude expérimentale a donc été réalisée au préalable pour mettre en place une base de données présentant l’évolution des dimensions de la ZF en fonction des paramètres (I, h).

### 2.4.1 ETUDE EXPERIMENTALE

Pour identifier la source de chaleur, nous avons choisi d’utiliser un cas simple expérimental en réalisant des lignes de fusion. Après amorçage de l’arc, on impose un déplacement de la torche à une vitesse constante. Dans les paragraphes qui suivent, nous détaillons les choix des paramètres opératoires et des conditions d’essais.

#### A. DEFINITION DU DOMAINE D’ETUDE

Lors de la réalisation d’un plan d’essais expérimental, il convient tout d’abord de définir un domaine de variation des paramètres d’entrée (I, h). Le plan d’essais considéré est présenté sur la Figure 2-24.

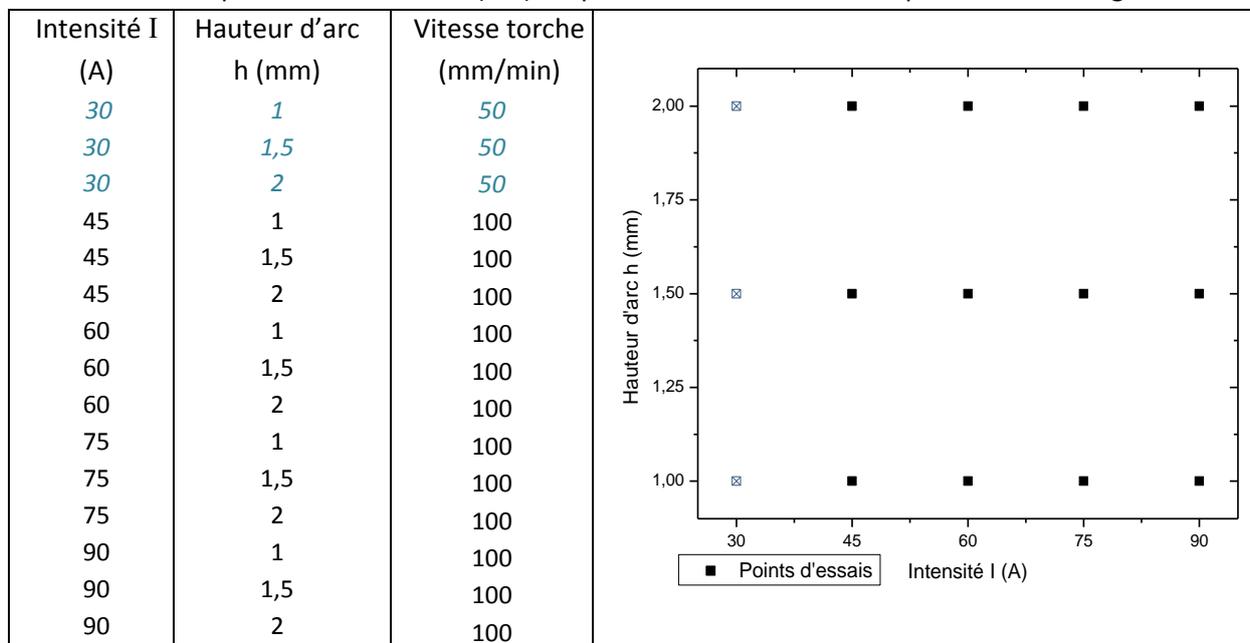


Figure 2-24, Plan d’essais expérimental

Les deux variables du plan d’expérience I et h ont été choisies en accord avec les règles métier et les plages d’utilisation de Turbomeca. L’ensemble des essais est réalisé sur la soudeuse automatique

Polysoud équipée d'un générateur Autotig3000 permettant d'imposer une intensité constante ou pulsée (figure 2-25).

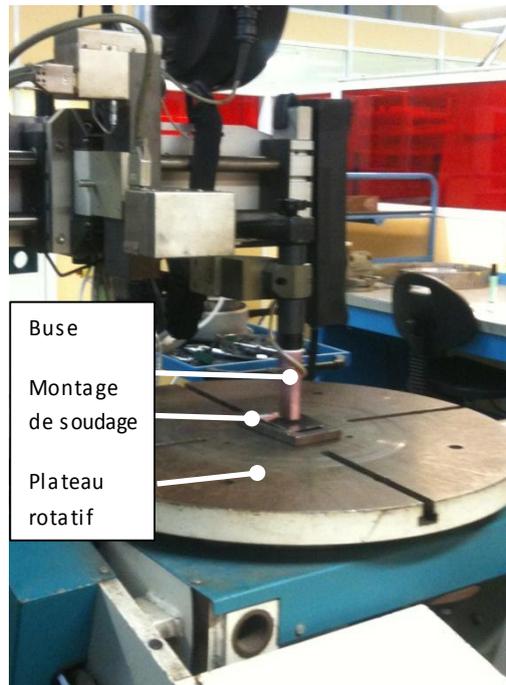


Figure 2-25, Soudeuse automatique Polysoude®

L'intensité utilisée en soudage TIG dépend fortement de l'épaisseur de l'assemblage. Ainsi, pour une tôle d'un millimètre d'épaisseur, on considère généralement une intensité de 30 A. Pour de plus fortes épaisseurs, la valeur de l'intensité peut atteindre environ 90 A. Nous choisissons donc d'utiliser pour notre étude cinq valeurs d'intensité représentatives :  $I=30$  A, 45 A, 60 A, 75 A et 90 A.

En soudage TIG automatique, il est possible de régler la tension ou la hauteur d'arc. Pour le cas où on règle en tension, on observe de très légères variations de la hauteur d'arc. Lorsque les géométries de pièces sont suffisamment régulières, pour éviter le collage de l'électrode ou la collision avec la pièce, la régulation se fait au niveau de la hauteur d'arc. Couramment, la valeur de la hauteur d'arc se situe entre 1 et 2 mm. Les hauteurs d'arc sélectionnées pour le plan d'essais sont donc égales à 1 mm, 1,5 mm et 2 mm.

#### B. PARAMETRES CONSTANTS

Nous avons défini au paragraphe 2.1.1 les principaux paramètres opératoires de soudage. On présente ici les paramètres qui restent figés au cours de notre étude.

Le matériau utilisé pour l'étude expérimentale est le HA 188 décrit au paragraphe 2.2.1. On utilise pour les essais des tôles laminées d'épaisseur 3 mm. Les épaisseurs couramment soudées à Turbomeca oscillent entre 0,8 et 2,5 mm. Le choix d'une éprouvette plus épaisse est justifié par la possibilité d'observer les deux types de géométrie de bain (figure 1-23), en liaison avec la vitesse de déplacement. Les dimensions des tôles sont de 70 x 80 x 3 mm.

La gamme de vitesses de déplacement utilisée à Turbomeca varie entre 50 mm/min et 200 mm/min. Dans notre étude expérimentale, nous avons choisi une vitesse égale à 100 mm/min pour les intensités supérieures à 30 A et 50 mm/min pour 30 A. En effet, si on utilise une vitesse de

100 mm/min avec  $I = 30$  A, aucune fusion n'est observée. Etant donné l'hypothèse que la source de chaleur est indépendante de la vitesse, il est possible de choisir une vitesse de déplacement quelconque à condition que les résultats expérimentaux soient exploitables.

Le débit d'argon est fixé à 8L/min pour les faces endroit et envers de la tôle. Par ailleurs, l'affleurement de l'électrode par rapport à la buse est fixé à 7 mm, grâce à une cale étalon.

### C. MONTAGE DE SOUDAGE

Le montage de soudage utilisé est présenté sur la Figure 2-26. Le bridage de la tôle est effectué par un pointage aux angles. Un calcul préalable a permis de montrer que la perte de chaleur par conduction dans le montage était négligeable devant l'apport de chaleur de la torche.



Figure 2-26, Montage de soudage

Un perçage dans la boîte à argon placée sur la face envers permet d'évacuer l'argon et d'éviter une surpression sur la face envers créant un caniveau sur le cordon.

Afin de vérifier la reproductibilité des résultats, chaque cordon de soudure a été réalisé 2 fois.

#### 2.4.2 RESULTATS EXPERIMENTAUX POUR LES CORDONS DE SOUDURE

Pour chaque ligne de fusion, deux coupes transversales ont été réalisées dans les régimes « pseudo-permanents » de soudure pour effectuer des analyses métallographiques. Après polissage et attaque chimique, on peut observer les différentes sections de zones fondues pour les cas non pénétrants et pour les cas pénétrants (Figure 2-27).

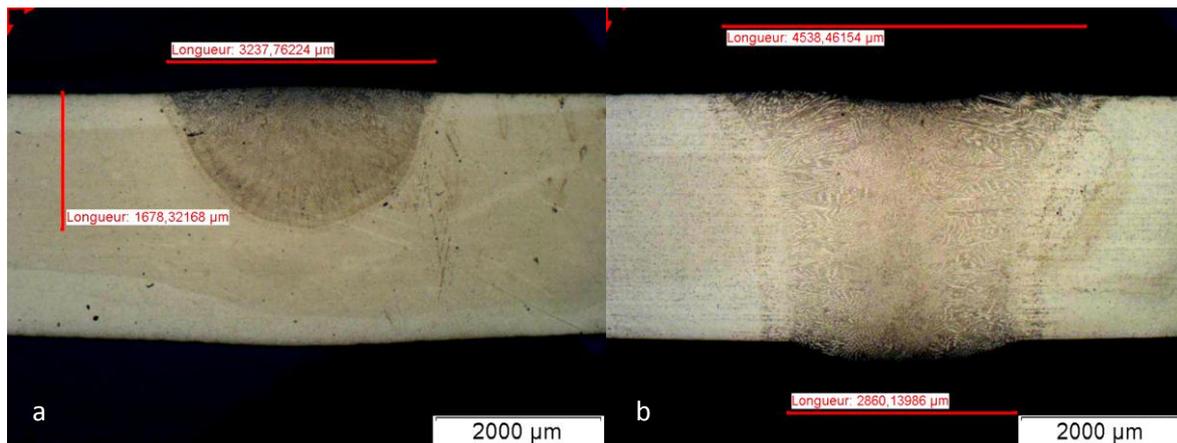


Figure 2-27, Exemple de dimensions de zones fondues observées

a : I =60 A, h = 1 mm b : I =90 A, h = 1,5 mm

Les résultats montrant l'évolution des dimensions des zones fondues en fonction des jeux de paramètres opératoires sont présentés sur le tableau 2-4. Un point du tableau correspond à la moyenne d'une grandeur géométrique définissant la ZF (L, e ou l) réalisée sur deux coupes à l'issue de la réalisation de deux lignes de fusion.

Tableau 2-4, Résultats des essais expérimentaux

| Vitesse torche<br>(mm / min) | Intensité<br>(A) | Hauteur d'arc<br>(mm) | Largeur endroit<br>(mm) | Epaisseur e<br>(mm) | Largeur<br>envers l (mm) |
|------------------------------|------------------|-----------------------|-------------------------|---------------------|--------------------------|
| 50                           | 30               | 1                     | 1,35                    | 0,21                |                          |
| 50                           | 30               | 1,5                   | 1,35                    | 0,18                |                          |
| 50                           | 30               | 2                     | 1,35                    | 0,19                |                          |
| 100                          | 45               | 1                     | 1,94                    | 0,35                |                          |
| 100                          | 45               | 1,5                   | 1,85                    | 0,34                |                          |
| 100                          | 45               | 2                     | 2,09                    | 0,42                |                          |
| 100                          | 60               | 1                     | 3,36                    | 1,54                |                          |
| 100                          | 60               | 1,5                   | 3,46                    | 1,7                 |                          |
| 100                          | 60               | 2                     | 3,55                    | 0,9                 |                          |
| 100                          | 75               | 1                     | 3,99                    |                     | 1,91                     |
| 100                          | 75               | 1,5                   | 3,92                    |                     | 2,03                     |
| 100                          | 75               | 2                     | 4,11                    |                     | 1,63                     |
| 100                          | 90               | 1                     | 4,54                    |                     | 3,15                     |
| 100                          | 90               | 1,5                   | 4,47                    |                     | 2,54                     |
| 100                          | 90               | 2                     | 4,89                    |                     | 2,73                     |

Ils montrent que l'augmentation de l'intensité conduit à un élargissement important du bain en surface. L'apport d'énergie est en effet fortement augmenté et provoque un élargissement de l'arc électrique et du plasma d'arc. Il en résulte un élargissement de la zone fondue qui absorbe une quantité de chaleur accrue. En revanche, on constate que la hauteur d'arc a moins d'influence que l'intensité puisqu'elle ne provoque que de légères variations de la largeur endroit, pour des

intensités supérieures à 30 A et n'a aucune influence sur les dimensions de la zone fondue lorsque I = 30 A.

Concernant l'épaisseur de pénétration et la largeur envers, on constate une nouvelle fois que si l'intensité augmente la profondeur de pénétration de la ZF augmente fortement. Ainsi, entre 45 et 60 A, pour une hauteur d'arc de 1 mm, on multiplie par quatre la profondeur  $e$ . On observe des valeurs plus dispersées suivant la hauteur d'arc. D'une façon générale, on peut remarquer que l'évolution de la profondeur ou de la largeur envers n'est pas monotone en fonction de la hauteur d'arc mais que les variations restent faibles, inférieures à 20 %, à l'exception des valeurs obtenues pour I= 60 A.

Les résultats obtenus par analyse métallographique permettent de dégager des tendances globales sur le comportement des grandeurs  $L$ ,  $e$  et  $l$  en fonction du jeu de paramètres (I, h) qu'il convient maintenant d'analyser de façon critique.

Ainsi, on observe globalement que lorsque l'intensité croît, les dimensions de la ZF augmentent également de manière quasi régulière. L'influence de la hauteur d'arc sur  $L$ ,  $e$  et  $l$  est moins évidente et nécessite une réflexion sur les phénomènes en présence. Une hauteur d'arc augmentée entraîne la formation d'un plasma plus diffus, moins concentré ainsi que certaines instabilités de l'arc. Plus l'intensité est importante, plus ce phénomène est prononcé (Tableau 2-4) : la chaleur est davantage dissipée en surface ce qui provoque une augmentation de la largeur endroit  $L$ . En effet, même si cela n'apparaît pas parfaitement dans le tableau 2-4 pour les intensités les plus élevées (I = 75 A et I = 90 A), on remarque cependant que si les largeurs endroit sont sensiblement les mêmes pour  $h = 1$  mm et  $h = 1,5$  mm, elles augmentent quand  $h = 2$  mm. Le comportement est moins régulier pour les deux paramètres  $e$  et  $l$  et ne permet pas de mettre en évidence une relation simple avec la hauteur d'arc  $h$ , ni même une tendance. Pour ces paramètres nous avons alors fait l'hypothèse qu'ils ne dépendent pas de la hauteur d'arc, nous les avons fixés à une valeur moyenne calculée à partir des essais expérimentaux.

Finalement, les valeurs qui serviront de référence pour les paramètres numériques P et R sont rassemblées dans le tableau 2-5.

Tableau 2-5, Résultats expérimentaux lissés

| Vitesse torche<br>(mm / min) | Intensité<br>(A) | Hauteur d'arc<br>(mm) | L (mm) | e (mm) | l (mm) |
|------------------------------|------------------|-----------------------|--------|--------|--------|
| 50                           | 30               | 1 - 1,5 - 2           | 1,35   | 0,2    |        |
| 100                          | 45               | 1                     | 1,9    | 0,4    |        |
| 100                          | 45               | 1,5                   | 2      | 0,4    |        |
| 100                          | 45               | 2                     | 2,1    | 0,4    |        |
| 100                          | 60               | 1                     | 3,4    | 1,5    |        |
| 100                          | 60               | 1,5                   | 3,5    | 1,5    |        |
| 100                          | 60               | 2                     | 3,6    | 1,5    |        |
| 100                          | 75               | 1                     | 3,9    |        | 1,9    |
| 100                          | 75               | 1,5                   | 4      |        | 1,9    |
| 100                          | 75               | 2                     | 4,1    |        | 1,9    |
| 100                          | 90               | 1                     | 4,3    |        | 2,8    |
| 100                          | 90               | 1,5                   | 4,4    |        | 2,8    |
| 100                          | 90               | 2                     | 4,5    |        | 2,8    |

### 2.4.3 IDENTIFICATION NUMERIQUE

Notre démarche consiste maintenant à identifier, pour une simulation numérique représentative d'un cas expérimental donné, le jeu de paramètres d'entrée de la source de chaleur (P, R) permettant d'obtenir les dimensions de la ZF mesurées expérimentalement. Nous détaillons ici la technique d'identification des paramètres de la source de chaleur en fonction du couple (I, h).

La méthode que nous utilisons consiste à obtenir le jeu de paramètres (P, R) permettant de modéliser le bain fondu obtenu expérimentalement pour un couple connu (I, h). Ces paramètres sont obtenus par une méthode de détermination itérative présentée dans ce paragraphe.

Pour ce faire, nous procédons à une analyse de sensibilité des dimensions de la zone fondue numérique aux paramètres (P, R).

Pour débiter l'analyse de sensibilité, on modélise une plaque représentative de celles utilisées au cours des essais expérimentaux. Les conditions de symétrie permettent de simuler la ligne de fusion sur une demi-plaque (Figure 2-28). La taille de maille dans la zone affinée est de 0,2 mm, 0,6 mm dans la zone environnante et 1 mm pour le reste de la tôle.

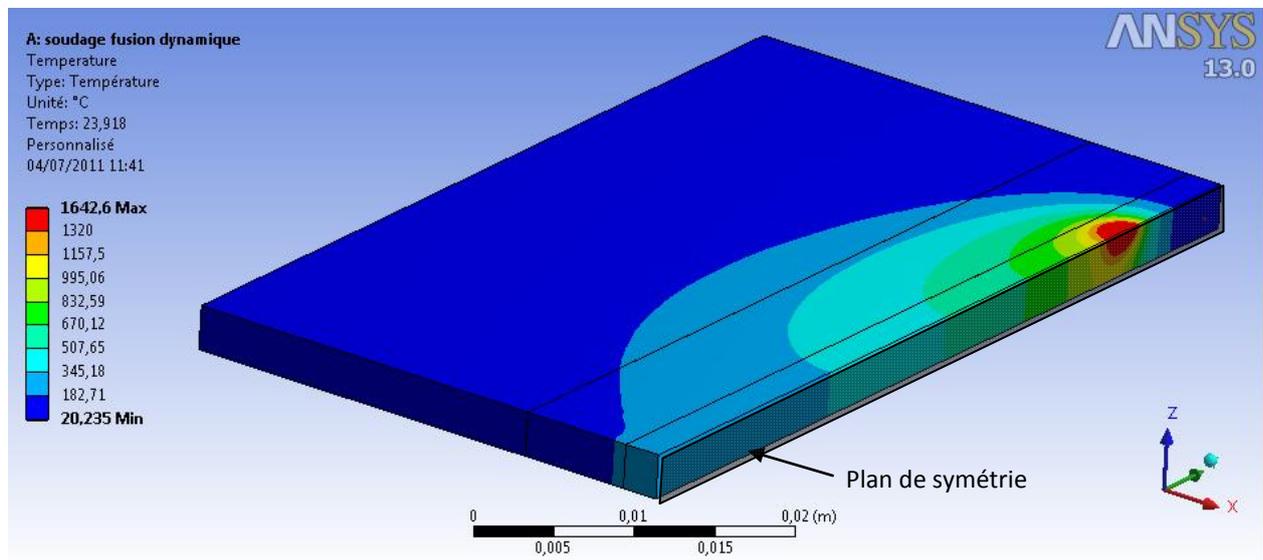


Figure 2-28, Champ de température obtenu en fin de simulation du soudage

Un premier calcul est effectué avec un jeu de paramètres ( $P_0, R_0$ ) imposé permettant de représenter une ZF caractéristique du cas pénétrant ou du cas non pénétrant. On identifie les dimensions de la zone fondue obtenue numériquement par les grandeurs  $L_0, e_0$  ou  $l_0$ .

Pour quantifier la sensibilité de  $L, e$  ou  $l$  aux variations de P ou R, on réalise deux calculs en imposant des variations sur les paramètres d'entrée de la source de chaleur. Un premier calcul sera fait avec les paramètres ( $P_0', R_0'$ ) et un second avec le couple ( $P_0, R_0'$ ) avec  $P_0'$  et  $R_0'$  définis tels que :

$$P_0' = P_0 + \Delta P, R_0' = R_0 + \Delta R \quad 2-9$$

Les résultats de ces calculs nous permettent d'exprimer les dérivées partielles suivantes :

$$\frac{\partial L}{\partial P}, \frac{\partial L}{\partial R} \text{ et } \frac{\partial e}{\partial P}, \frac{\partial e}{\partial R} \text{ dans le cas non pénétrant (ou } \frac{\partial l}{\partial P}, \frac{\partial l}{\partial R} \text{ dans le cas pénétrant)} \quad 2-10$$

Ces grandeurs caractérisent l'influence des variations de P et R sur respectivement la largeur endroit  $L$ , l'épaisseur de pénétration  $e$  et la largeur envers  $l$ .

L'étude de sensibilité nous permet d'appréhender le comportement de la ZF en fonction de variations sur les paramètres de la source de chaleur. En fonction des résultats obtenus, il sera ainsi possible d'identifier les couples (P, R) représentant l'apport de chaleur pour un cas expérimental donné.

Pour identifier les paramètres de la source de chaleur, on choisit une zone fondue expérimentale correspondant à un couple de paramètres opératoires (I, h). Les dimensions de la zone fondue constituent le résultat à reproduire numériquement.

Pour atteindre le résultat souhaité, nous avons mis en place une méthode itérative permettant de minimiser l'écart entre les dimensions de la ZF expérimentale et celles obtenues numériquement en jouant sur le couple (P, R). Dans ce paragraphe, on détaillera la méthode d'identification pour un cas non pénétrant de zone fondue. Pour traiter le cas pénétrant, il convient de remplacer la grandeur  $e$  par la grandeur  $l$  dans toutes les relations qui vont suivre.

On se base sur le premier calcul avec les paramètres d'entrée ( $P_0, R_0$ ), on calcule l'écart entre les dimensions du bain expérimental et celles obtenues pour cette simulation. On en déduit alors les écarts suivants (2-11):

$$\Delta L = L_{\text{exp}} - L_{\text{num}}, \Delta e = e_{\text{exp}} - e_{\text{num}} \text{ et } \Delta l = l_{\text{exp}} - l_{\text{num}} \quad 2-11$$

Notre objectif est de rechercher les valeurs de P et R qui permettent de vérifier la relation 2-12 :

$$\Delta L \text{ et } \Delta e \text{ ou } (\Delta l) \leq \varepsilon \quad 2-12$$

où  $\varepsilon$  est un paramètre tendant vers 0. Pour ce faire, on modifie les paramètres d'entrée  $P_0$  et  $R_0$  suivant la relation 2-12

$$P_1 = P_0 + \Delta P, R_1 = R_0 + \Delta R \quad 2-13$$

avec  $\Delta P, \Delta R$  les variations imposées à P et R.

A partir de la relation (2-13) et grâce à l'analyse de sensibilité on peut exprimer l'évolution des dimensions de la zone fondue en fonction de  $\Delta P$  et  $\Delta R$  (relation 2-14) :

$$\begin{bmatrix} \frac{\partial L}{\partial P} & \frac{\partial L}{\partial R} \\ \frac{\partial e}{\partial P} & \frac{\partial e}{\partial R} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \Delta P \\ \Delta R \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \Delta L \\ \Delta e \end{bmatrix} \quad 2-14$$

Connaissant les grandeurs  $\Delta L$  et  $\Delta e$ , on calcule alors les quantités  $\Delta P$  et  $\Delta R$  :

$$\begin{bmatrix} \Delta P \\ \Delta R \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{\partial L}{\partial P} & \frac{\partial L}{\partial R} \\ \frac{\partial e}{\partial P} & \frac{\partial e}{\partial R} \end{bmatrix}^{-1} \cdot \begin{bmatrix} \Delta L \\ \Delta e \end{bmatrix} \quad 2-15$$

Les relations 2-12 et 2-14 permettent de définir un nouveau couple de paramètres ( $P_1, R_1$ ). Une nouvelle simulation numérique est lancée avec le couple ( $P_1, R_1$ ). Les dimensions obtenues  $L_1, e_1$  sont

comparées avec la solution expérimentale. On calcule alors les écarts  $\Delta L_1$  et  $\Delta e_1$  qui serviront de base pour une nouvelle itération. La convergence est atteinte lorsque la solution numérique atteint la solution expérimentale, c'est-à-dire lorsque le critère 2-12 est vérifié. Un exemple d'application de cette méthode est présenté dans l'annexe 2.

## 2.5 CONCLUSION

Au cours de ce chapitre, nous avons décrit la méthode pour mettre en place une source de chaleur prédictive. Dans un premier temps, nous avons identifié deux paramètres opératoires, l'intensité et la hauteur d'arc, comme étant les deux paramètres prépondérants et donc représentatifs du soudage TIG.

La source de chaleur servant de base à la simulation numérique de l'histoire thermique du procédé de soudage consiste à appliquer un flux de chaleur homogène dépendant d'une puissance  $P$  sur un disque de rayon  $R$ . Une analyse critique a été effectuée afin de vérifier que les simulations thermiques avec les hypothèses formulées respectent bien les critères de qualité présentés au premier chapitre. On a montré que les choix effectués au niveau du maillage, du pas de temps, de la conductivité thermique en phase liquide n'affectent pas la qualité des résultats obtenus.

Une campagne d'essais expérimentaux a permis d'observer des tendances concernant l'évolution de la zone fondue en fonction de  $I$  et  $h$ . Nous avons alors mis au point une méthode d'identification qui permet de calculer, pour un jeu de paramètres opératoires donné, les paramètres numériques de la source de chaleur qui permettent de simuler le cordon de soudure. La méthode de détermination de  $P$  et  $R$  est basée sur la minimisation de l'écart entre les dimensions des ZF expérimentales et numériques. Il convient à présent d'appliquer la méthode de détermination des paramètres de la source pour chaque cas expérimental afin de pouvoir mettre en place des relations entre les paramètres opératoires  $I$  et  $h$  et les données d'entrée de la source  $P$  et  $R$ .

---

## CHAPITRE 3 : CORRELATION ENTRE LES PARAMETRES DE LA SOURCE DE CHALEUR ET LES PARAMETRES OPERATOIRES DE SOUDAGE

---

|            |  |           |
|------------|--|-----------|
| <b>3.1</b> | <b>RESULTATS AVEC LE PREMIER ENSEMBLE D’HYPOTHESES.....</b>  | <b>58</b> |
| 3.1.1      | Rappel des hypothèses utilisées.....   | 58        |
| 3.1.2      | Résultats pour les cas non pénétrants .....  | 60        |
| 3.1.3      | Résultats pour les cas pénétrants .....  | 60        |
| 3.1.4      | Analyse des résultats .....  | 61        |
| <b>3.2</b> | <b>CHOIX D’UN NOUVEL ENSEMBLE D’HYPOTHESES .....</b>   | <b>65</b> |
| 3.2.1      | Influence de l’émissivité sur la face envers.....  | 65        |
| 3.2.2      | Introduction d’une conductivité thermique anisotrope pour le métal liquide.....                                | 67        |
| 3.2.3      | Synthèse du nouvel ensemble d’hypothèses retenues et justification .....                                       | 72        |
| <b>3.3</b> | <b>CORRELATION PARAMETRES NUMERIQUES / PARAMETRES OPERATOIRES.....</b>   | <b>74</b> |
| <b>3.4</b> | <b>QUALITE DU MODELE DE SOURCE DE CHALEUR.....</b>   | <b>75</b> |
| 3.4.1      | Essais sur KCN22W .....  | 75        |
| 3.4.2      | Essais sur tôle mince .....  | 77        |
| 3.4.3      | Essais sur Inconel 625 .....   | 78        |
| 3.4.4      | Analyse des écarts entre résultats expérimentaux et numériques.....  | 80        |
| <b>3.5</b> | <b>CORRECTION DES PARAMETRES DE LA SOURCE DE CHALEUR.....</b>  | <b>84</b> |
| 3.5.1      | Détermination des relations (P, R)-(I, h) par une méthode alternative.....                                     | 84        |
| 3.5.2      | Validation des paramètres de la source .....   | 86        |
| 3.5.3      | Analyse physique de la corrélation (P, R)-(I, h).....  | 87        |
| <b>3.6</b> | <b>COMPARAISON DES DEUX METHODES UTILISEES POUR DETERMINER LES PARAMETRES DE LA<br/>SOURCE DE CHALEUR.....</b> | <b>91</b> |
| 3.6.1      | Rappel des deux démarches.....   | 91        |
| 3.6.2      | Comparaison des deux méthodes .....  | 92        |
| 3.6.3      | Bilan .....  | 93        |
| <b>3.7</b> | <b>CONCLUSION .....</b>  | <b>93</b> |

Dans le chapitre précédent, nous avons mis en place une méthode permettant de lier les paramètres numériques de notre source de chaleur P et R aux paramètres opératoires I et h. L'identification des paramètres de la source consiste à optimiser le choix des paramètres P et R par comparaison des dimensions des ZF numériques avec celles des ZF observées expérimentalement. Cette méthode d'identification a été expliquée pour un premier cordon expérimental correspondant à une intensité de 60 A et une hauteur d'arc de 1,5 mm. Dans ce chapitre, on rappellera tout d'abord les hypothèses formulées au chapitre 2 nous permettant de mettre en place notre source de chaleur. Les résultats obtenus nous conduiront à réévaluer la validité de certaines hypothèses et à revalider la méthode d'identification.

### 3.1 RESULTATS AVEC LE PREMIER ENSEMBLE D'HYPOTHESES

Dans ce paragraphe, on présente l'ensemble des résultats obtenus avec les hypothèses précisées au chapitre 2. L'analyse des résultats sera réalisée dans les deux cas distincts : cordon pénétrant et cordon non pénétrant.

#### 3.1.1 RAPPEL DES HYPOTHESES UTILISEES

##### A. GEOMETRIE

Les essais de caractérisation de la source de chaleur ont été réalisés sur des plaques de dimensions 60 x 80 x 3 mm. La géométrie de ces éprouvettes a été déterminée de façon que le champ thermique ne soit pas perturbé par les effets de bords, et que l'on puisse observer un régime « pseudo-établi ». Au cours de ce régime, les dimensions de la zone fondue n'évoluent plus. Toutes les observations métallurgiques ont été réalisées sur des cordons d'au moins 40 mm de long.

##### B. APPORT DE CHALEUR

L'objectif de l'étude est de mettre en place une source de chaleur prédictive mettant en relation les paramètres opératoires de soudage et les paramètres numériques de la source. L'apport de chaleur numérique est réalisé par l'utilisation d'un flux de chaleur uniforme dépendant d'une puissance P appliqué sur un disque de rayon R (figure 2-2). Pour identifier ces grandeurs aux paramètres opératoires, un modèle numérique cartésien a été mis en place, dans lequel la source est déplacée à une vitesse constante. Nous avons vérifié au chapitre 2 que les conditions sur les tailles de maille et les pas de temps choisis n'ont pas d'impact sur la qualité des résultats obtenus et permettent de retranscrire correctement le déplacement de la torche.

##### C. PARAMETRES MATERIAU EN PHASE SOLIDE

Le matériau utilisé pour la corrélation entre les paramètres opératoires et numériques est le superalliage base Cobalt KCN22W (désignation commerciale : Haynes® 188). Le comportement du matériau en phase solide est décrit par des données expérimentales jusqu'à 1093°C. Entre 1093°C et la température de solidus du matériau, située à 1320°C, les valeurs de la chaleur spécifique et de la conductivité thermique sont extrapolées linéairement (figures 2-5 et 2-6). Dans le cas du HA188, les chaleurs latentes dues aux phénomènes de précipitation restent faibles en comparaison avec la

chaleur latente de fusion et ont été considérées comme négligeables. La masse volumique est quant à elle considérée constante.

#### D. PARAMETRES MATERIAU EN PHASE LIQUIDE

Le comportement thermique du matériau est modifié lors de la fusion et de la solidification. L'énergie mise en jeu lors de ces transformations de phase a été déterminée par des essais de DSC, permettant de calculer les chaleurs latentes de fusion et de solidification. Dans notre modélisation numérique, la prise en compte de ces chaleurs est effectuée par l'utilisation de la méthode de la chaleur spécifique équivalente, consistant à intégrer l'énergie de changement de phase dans l'expression de la capacité calorifique du matériau, sur l'intervalle de température solidus – liquidus.

#### E. CAS DE LA CONDUCTIVITE THERMIQUE EN PHASE LIQUIDE

La conductivité thermique des métaux est diminuée lors de la fusion [59]. Toutefois, comme nous l'avons montré au chapitre 1, la zone fondue est le siège de mouvements de convection du métal fondu, tendant à homogénéiser la chaleur dans la zone fondue. Dans le cadre d'une modélisation thermique du soudage, divers auteurs font l'hypothèse d'une conductivité thermique liquide augmentée artificiellement dans le but de favoriser les transferts de chaleur dans le bain liquide et de rendre compte de ces mouvements de convection. L'augmentation est effectuée par l'utilisation d'un coefficient  $\alpha$  (Relation 2-7). De plus, on a vu que certains auteurs considèrent une anisotropie de la conductivité thermique, le plus fréquemment dans le sens du déplacement de la torche. Ils introduisent alors un coefficient d'anisotropie  $C$  défini à la relation 2-8 ( $C \neq 1$ ).

Dans notre cas,  $C$  a été imposé comme égal à 1 afin d'éviter l'ajout d'un paramètre supplémentaire dans les simulations. Après une étude de sensibilité à la valeur de la conductivité thermique en phase liquide, la valeur  $\lambda_{liquide} = 100 \text{ W/m.K}$  a été choisie en accord avec les critères de qualité de la simulation thermique présentés au chapitre 1 : cette conductivité thermique du liquide correspond à environ 3 fois la valeur de la conductivité thermique du solide à la température de fusion.

#### F. CONDITIONS AUX LIMITES

Les conditions d'échange avec le milieu extérieur sont la convection et le rayonnement. Le coefficient de convection  $h_c$  est égal à  $15 \text{ W/m}^2.\text{K}$  : il correspond à une convection naturelle à l'air. L'émissivité est fixée à 0,9 [53]. Pour ces deux conditions, la température du milieu ambiant est de  $22^\circ\text{C}$ .

La détermination des paramètres numériques  $P$  et  $R$  est effectuée d'une part pour les cas pénétrants et d'autre part pour les cas non-pénétrants du fait de la différence de géométrie de la zone fondue. On présente dans un premier temps les résultats obtenus pour les cas non pénétrants avec l'intensité  $I$  égale à 30 A, 45 A et 60 A.

### 3.1.2 RESULTATS POUR LES CAS NON PENETRANTS

La méthode itérative décrite au chapitre précédent a permis d'obtenir les couples (P, R) permettant de reproduire les lignes de fusion expérimentales non pénétrantes. Le tableau 3-1 présente ces résultats pour I = 60 A

Tableau 3-1, Couples (Puissance, Rayon) obtenus pour I =60 A

| I (A) | H (mm) | P (W) | R (mm) | L (mm) | e (mm) |
|-------|--------|-------|--------|--------|--------|
| 60    | 1      | 361   | 1,02   | 3,4    | 1,5    |
|       | 1,5    | 327,5 | 1,43   | 3,5    | 1,5    |
|       | 2      | 302   | 1,83   | 3,6    | 1,5    |

On constate sur le tableau 3-1 que pour les cas non pénétrants, pour une intensité donnée, la puissance calculée évolue quasiment de manière linéaire avec la hauteur d'arc. Dans le cas observé, le rayon de la source de chaleur semble proportionnel à la hauteur d'arc. L'ensemble des résultats pour les cas non pénétrants n'est cependant pas présenté ici car nous avons rencontré certaines difficultés dans le cas de zones fondues débouchantes qui nous ont conduit à modifier notre méthode d'identification des paramètres de la source de chaleur pour les cas non pénétrants.

### 3.1.3 RESULTATS POUR LES CAS PENETRANTS

Tout d'abord, on rappelle dans le tableau 3-2 les résultats expérimentaux obtenus pour les cas pénétrants.

Tableau 3-2, Résultats expérimentaux pour les cas pénétrants

| I (A) | h (mm) | L (mm) | l (mm) |
|-------|--------|--------|--------|
| 75    | 1      | 3,9    | 1,9    |
|       | 1,5    | 4      | 1,9    |
|       | 2      | 4,1    | 1,9    |
| 90    | 1      | 4,3    | 2,8    |
|       | 1,5    | 4,4    | 2,8    |
|       | 2      | 4,5    | 2,8    |

Pour les cas pénétrants, la méthode d'identification des paramètres montre des limitations avec les hypothèses rappelées au paragraphe 3.1.1 : pour chaque ZF expérimentale, la source de chaleur mise en place ne permet pas d'obtenir les bonnes dimensions des ZF. En effet, lorsque le couple de paramètres (P, R) permet de représenter correctement la largeur endroit, la largeur envers est quant à elle systématiquement inférieure à celle observée expérimentalement. Au cours des différentes itérations, la puissance augmente et le rayon diminue, canalisant le flux de chaleur sur une surface de plus en plus faible. La géométrie de la ZF tend alors à devenir cylindrique plutôt que conique (Figure 3-1), sans atteindre la correspondance avec les valeurs expérimentales. La méthode itérative propose des rayons toujours plus faibles pouvant aller jusqu'à des valeurs négatives ; or, un rayon négatif n'a pas de signification physique et il ne peut pas être utilisé dans le modèle numérique.

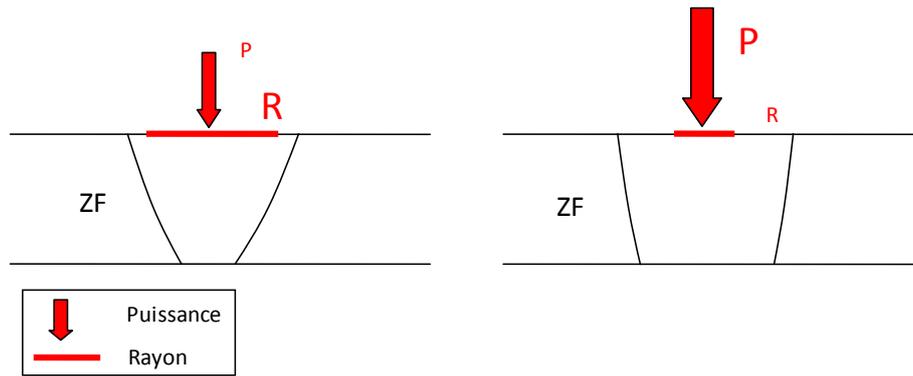


Figure 3-1, Géométries de zone fondue observées

a : Puissance faible, Rayon important ; b : Puissance importante, Rayon faible

### 3.1.4 ANALYSE DES RESULTATS

Les résultats obtenus sur les cas pénétrants montrent que la méthode d'identification, utilisée avec la source de chaleur et les hypothèses retenues, ne permet pas de représenter les zones fondues expérimentales dans le cas de lignes de fusion pénétrantes. Il convient donc d'analyser de façon critique les résultats obtenus.

#### A. CARACTERISATION DE LA TRANSITION ENTRE LES CAS NON PENETRANTS ET PENETRANTS

La démarche proposée pour identifier les couples de paramètres numériques (P, R) permettant de représenter correctement les zones fondues expérimentales repose sur l'utilisation d'un algorithme itératif et d'un jeu d'hypothèses. La méthode semble efficace pour les cas non pénétrants mais l'extension aux cas de zones fondues pénétrantes a échoué.

On a cherché à caractériser la transition entre les deux cas. Pour ce faire, on considère un cas statique de fusion, permettant d'observer la formation d'une zone fondue non pénétrante ainsi que le passage à une géométrie pénétrante. L'application de la source de chaleur pendant un temps suffisamment long permet de visualiser cette transition entre le cas non-pénétrant et le cas pénétrant. On peut alors suivre l'évolution des grandeurs  $\frac{L}{2}$ , e et  $\frac{l}{2}$  en fonction du temps. Le modèle proposé étant axisymétrique, nous faisons apparaître sur la figure 3-2 les rayons, ou demi largeurs endroit et envers.

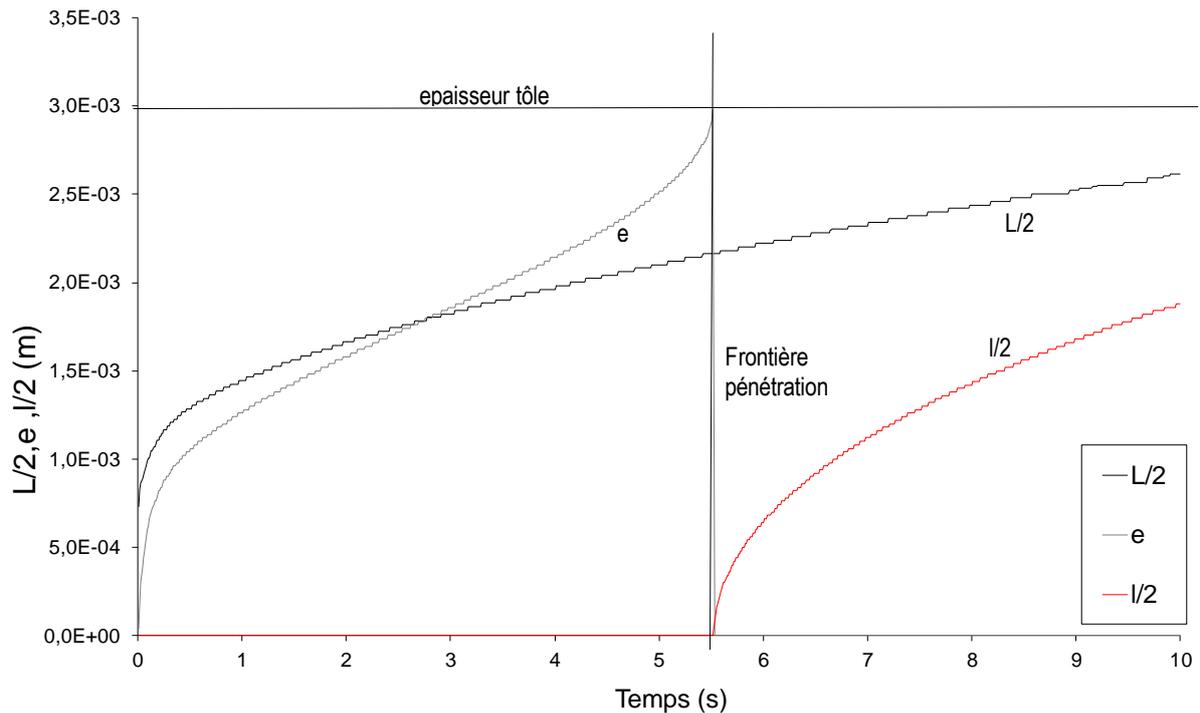


Figure 3-2, Evolution des dimensions de la zone fondue pour un cas de fusion statique

On observe que la transition entre le cas non pénétrant et le cas pénétrant est très rapide. En effet, en moins de 0,5 s, on passe d'une ZF non débouchante d'épaisseur 2,6 mm à une ZF débouchante dont la demi-largeur envers est de 0,5 mm. Cette forte sensibilité vis-à-vis du temps montre que les incertitudes sont importantes lorsque le bain de fusion est proche de la pénétration.

### B. ETUDE DE LA METHODE D'IDENTIFICATION

Afin de mieux comprendre les raisons pour lesquelles la méthode échoue, nous nous focalisons sur la plage de puissance correspondant aux cas pénétrants. Le problème étudié consiste à déterminer le couple de paramètres (P, R) à imposer pour obtenir les égalités 3-1.

$$L_{\text{num}} = L_{\text{exp}} ; l_{\text{num}} = l_{\text{exp}} \quad 3-1$$

On rappelle que la méthode itérative, efficace dans les cas non pénétrants ne permet pas d'identifier le couple (P, R) pour les cas pénétrants tels que I = 90 A et H = 1mm par exemple. On cherche alors, en utilisant une technique différente à déterminer s'il existe une solution permettant de respecter l'égalité souhaitée (3-1).

Pour cela, on effectue une analyse plus systématique visant à définir une cartographie de L, et l en fonction de P et R. La plage de valeurs pour P a été choisie entre 425 W et 475 W et pour R entre 0,25 mm et 2 mm, dans le but de s'écarter de la transition entre les cas pénétrants et non pénétrants. Cette méthode permettra de visualiser si l'obtention combinée d'une largeur endroit L et d'une largeur envers l correctes est possible.

### CAS DE LA LARGEUR ENDROIT

Pour chaque point (P, R), nous calculons les dimensions de la zone fondue. La réponse est modélisée sous forme d'une surface décrivant l'évolution de L en fonction de P et R (Figure 3-3).

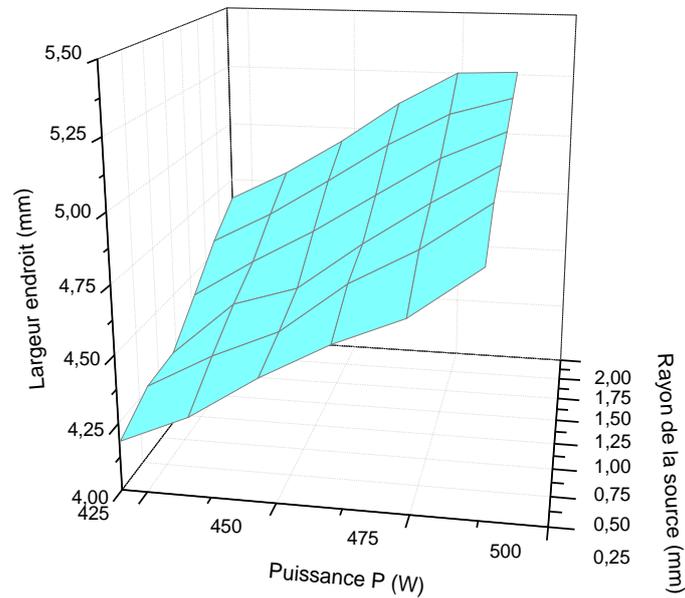


Figure 3-3, Evolution de la largeur endroit en fonction de la puissance P et du rayon R

On constate que la largeur endroit croît de manière sensiblement linéaire avec la puissance et le rayon.

### CAS DE LA LARGEUR ENVERS

De même que pour la largeur endroit et pour les mêmes points d'essais, la largeur envers est calculée et reportée sur une surface de réponse (Figure 3-4). On constate une nouvelle fois que l'augmentation de la puissance conduit à un accroissement de la largeur envers. En revanche, l'augmentation du rayon de la source implique une réduction de l.

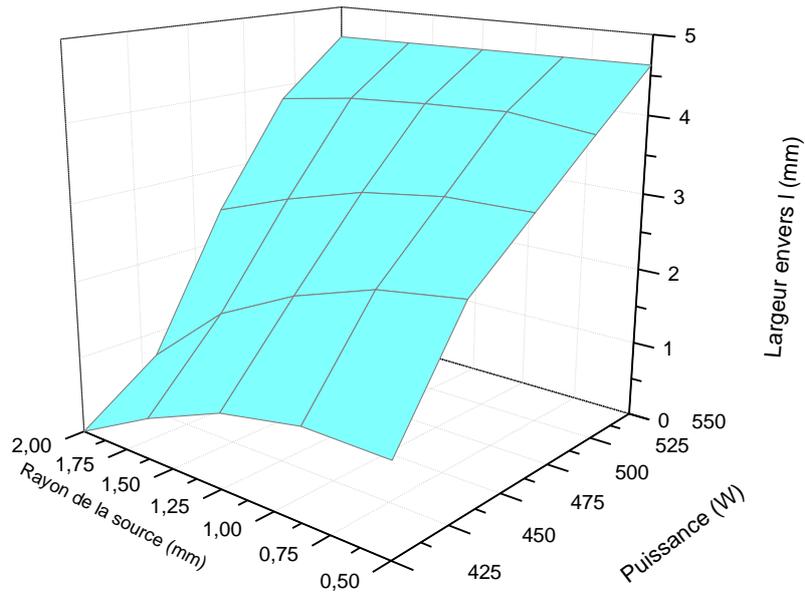


Figure 3-4, Evolution de la largeur envers en fonction de la puissance P et du rayon R

CARTOGRAPHIE DES DIMENSIONS DES ZF EN FONCTION DE P ET R

Les deux surfaces de réponse obtenues présentent les largeurs endroit et envers obtenues pour différents couples (puissance, rayon). Ces grandeurs dépendant des mêmes paramètres d'entrée, il est donc possible de les représenter sur un seul graphique commun. La représentation en deux dimensions d'une surface de réponse correspond à une cartographie des isovaleurs (Figure 3-5). On repère ainsi les courbes de niveau pour la largeur endroit L et la largeur envers l en fonction des paramètres P et R.

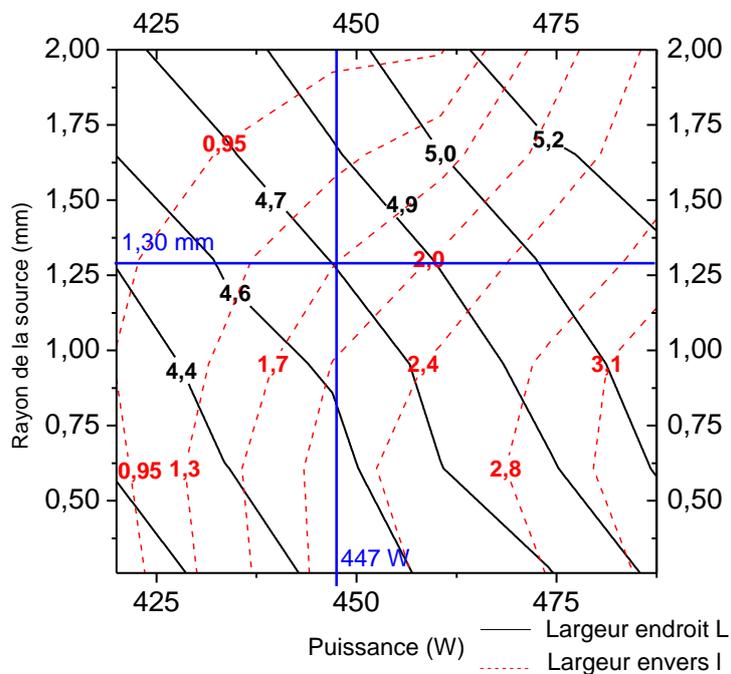


Figure 3-5, Cartographie de l'évolution des largeurs L et l en fonction de P et R

A partir de cette cartographie, on cherche à déterminer visuellement s'il existe un couple (P, R) permettant de modéliser les cas pénétrants expérimentaux pour notre campagne d'essais. L'intersection des courbes de niveau pour L et I donne le couple (P, R) permettant d'obtenir par simulation ces dimensions de ZF. Par exemple, pour obtenir une ZF de dimensions L égale à 4,7 mm et I égale à 1,7 mm, on identifie le couple (P, R) correspondant :

$$P = 447 \text{ W}, R = 1,30 \text{ mm} \quad 3-2$$

Pour le cas où la ZF présente le rapport I/L le plus important, soit le cas expérimental où l'intensité est égale à 90 A et la hauteur d'arc à 1 mm, les dimensions de la ZF sont présentées au tableau 2-5. On constate sur la figure 3-6 qu'il n'est pas possible de déterminer un couple (P, R) pour ce cas: il n'existe, dans le domaine défini, aucune intersection entre les courbes de niveau pour L et I respectivement égales à 4,3 mm et 2,8 mm. En effet, en utilisant un rayon de source le plus faible possible, soit 0,25 mm et une puissance élevée, la forme de la zone fondue reste encore trop conique (Figure 3-1).

### C. CONCLUSION

La méthode mise en place au chapitre 2 permet d'identifier le couple de paramètres (P, R) pour lequel les dimensions de la ZF sont identiques à celles observées dans un cas expérimental non pénétrant. Cependant, lorsque la ZF devient pénétrante, il n'est plus possible d'identifier le couple (P, R) permettant de retrouver les résultats expérimentaux : lorsque  $L_{num}$  est égale à  $L_{exp}$ , on a systématiquement  $I_{exp}$  supérieure à  $I_{num}$ . Dans le cas où on obtient une égalité entre  $I_{num}$  et  $I_{exp}$ , on observe alors que  $L_{num}$  est supérieure à  $L_{exp}$ . Lorsque la convergence est atteinte pour une des dimensions des zones fondues, le rapport  $I_{num}/L_{num}$  est toujours supérieur à celui observé expérimentalement.

Les résultats obtenus montrent que la quantité de chaleur conduite vers l'intérieur de la pièce dans le modèle numérique est insuffisante. Ce constat nous force donc à remettre en cause notre ensemble d'hypothèses.

## 3.2 CHOIX D'UN NOUVEL ENSEMBLE D'HYPOTHESES

Nous venons de montrer que la méthode de détermination des paramètres (P, R) de la source de chaleur donne des résultats lorsqu'on cherche à modéliser des soudures non pénétrantes. En revanche, la modélisation mise en place ne permet pas d'identifier les paramètres (P, R) représentant les cas pénétrants expérimentaux. On cherche alors à lister les phénomènes influençant le transport d'énergie vers l'intérieur de la pièce et la face envers. Dans ce paragraphe, on effectue une analyse critique sur d'une part, les conditions aux limites utilisées, et d'autre part sur certaines des hypothèses formulées.

### 3.2.1 INFLUENCE DE L'EMISSIVITE SUR LA FACE ENVERS

Le fait que la largeur envers numérique soit toujours inférieure à la largeur envers expérimentale signifie que la quantité de chaleur disponible sur la face envers dans la simulation est insuffisante. Deux explications sont possibles : le manque d'énergie provient d'un apport de chaleur trop faible ou d'une perte de chaleur trop importante. Lors de l'opération de soudage, la boîte à argon repose sur

une platine en acier. Au fur et à mesure du soudage, la plaque échange avec le milieu une quantité de chaleur par rayonnement, dépendante de l'émissivité du matériau. L'hypothèse que nous avons faite au chapitre 2 est de considérer que l'émissivité est constante ( $\varepsilon = 0,9$ ) et homogène sur l'ensemble de la pièce, soit sur les faces endroit et envers. Or, la proximité du support de la boîte à argon peut entraîner la réflexion des rayonnements (Figure 3-6).

Une partie de la chaleur rayonnée par la tôle est alors absorbée par la platine, qui elle-même renvoie un rayonnement à nouveau absorbé par la tôle. Dans le bilan thermique, le terme de rayonnement platine – tôle conduirait alors indirectement à diminuer l'émissivité. D'un point de vue numérique, il est possible d'utiliser deux émissivités différentes pour définir les fuites par rayonnements respectivement sur les faces endroit et envers de la tôle. Plusieurs simulations ont donc été réalisées en diminuant l'émissivité sur la face envers, afin d'évaluer l'impact de ce paramètre sur la largeur envers  $l$ . L'émissivité sur la face envers a été prise égale à 0,9, 0,4 et 0,2 et a toujours été fixée à 0,9 pour la face endroit.

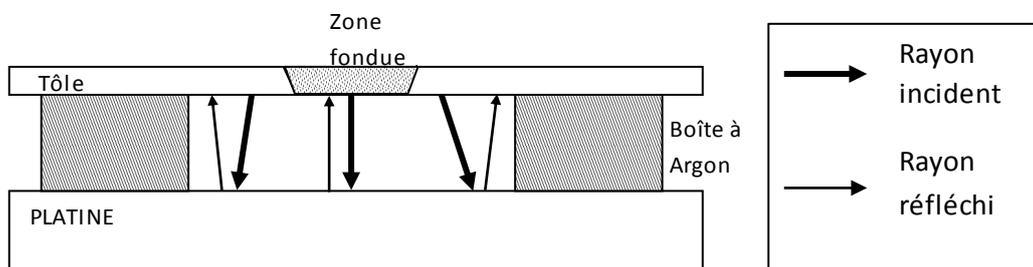


Figure 3-6, Schéma des rayonnements réfléchis par la platine

Pour quantifier ces effets, on utilise de façon arbitraire comme paramètres de la source de chaleur  $P = 450 \text{ W}$  et  $R = 0,55 \text{ mm}$  qui sont représentatifs d'un cas pénétrant pour une tôle de 3 mm d'épaisseur. Les résultats obtenus sont présentés sur la figure 3-7. On constate que la diminution de l'émissivité face envers n'a pas d'impact sur la largeur endroit  $L$ . En revanche, lorsque  $\varepsilon_{\text{env}} = 0,2$ , la largeur envers  $l$  augmente d'environ 15%. L'ordre de grandeur de cette augmentation reste néanmoins trop faible en comparaison avec les dimensions expérimentales.

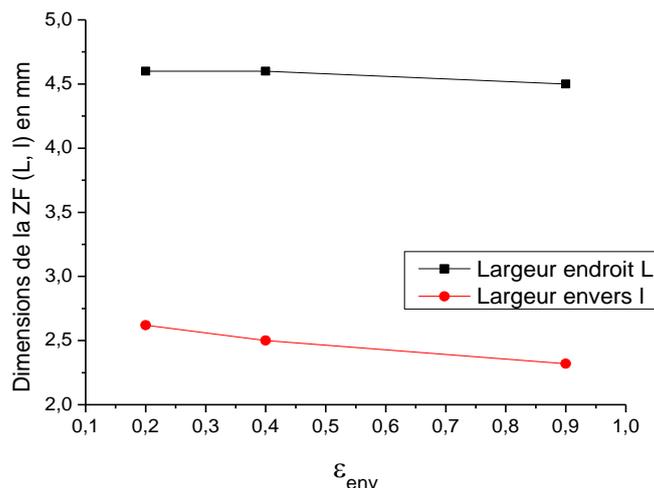


Figure 3-7, Influence de l'émissivité face envers sur les dimensions de la ZF

En conclusion, nous pouvons mettre en évidence qu'une diminution de l'émissivité envers conduit bien à un accroissement de la largeur envers, sans modifier la largeur endroit  $L$ . Cependant, dans la

mesure où l'augmentation de  $l$  n'est pas suffisante pour modéliser le cas expérimental utilisé, nous choisissons de conserver l'hypothèse d'une émissivité constante égale à 0,9.

### 3.2.2 INTRODUCTION D'UNE CONDUCTIVITE THERMIQUE ANISOTROPE POUR LE METAL LIQUIDE

Dans la modélisation numérique, la quantité de chaleur reçue par la face envers de la tôle étant insuffisante, nous avons essayé de modifier, en tenant compte du protocole expérimental, les conditions aux limites sur la face envers. Nous venons de voir que la modification de l'émissivité sur la face envers ne permet pas de modéliser les zones fondues pénétrantes observées dans la campagne expérimentale.

Il ne semble pas possible de compenser le déficit d'énergie reçue par la face envers en limitant les fuites. Nous choisissons donc de modifier directement la quantité d'énergie transmise en étudiant l'introduction d'une modification du choix de la conductivité thermique dans la phase liquide.

Il a été montré au paragraphe 2.3 que pour prendre en compte l'importance des écoulements fluides dans la zone fondue, on met en place une conductivité thermique augmentée isotrope en phase liquide. De nombreux auteurs utilisent la même méthode et ajoutent une condition d'orthotropie qui permet d'augmenter artificiellement les transferts thermiques et de modifier ainsi les dimensions de la zone fondue dans une direction donnée [56, 11].

#### A. ANALYSE THEORIQUE

Pour expliquer l'impact de l'introduction d'une conductivité thermique anisotrope, nous représentons schématiquement deux cas extrêmes avec des conductivités thermiques très contrastées (Figure 3-8). Pour ces exemples, le déplacement de la torche se fait suivant l'axe X du repère.

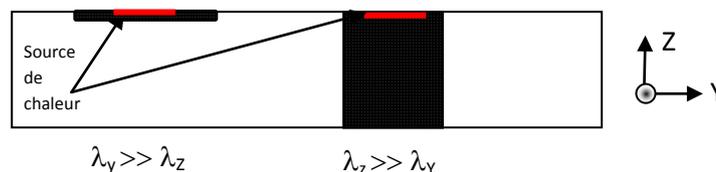


Figure 3-8, Influence de la conductivité thermique anisotrope sur la forme de la zone fondue

En considérant  $\lambda_y \gg \lambda_z$ , on développe une zone fondue surfacique, avec une forte extension dans le sens transverse au déplacement de la torche : cela entraîne une ZF très peu profonde. Dans le cas où on considère  $\lambda_z \gg \lambda_y$ , la forme de la zone fondue tend à se creuser : le transfert de chaleur est concentré vers la face envers et favorise la pénétration.

Ainsi, l'introduction d'un coefficient d'anisotropie sur la conductivité thermique pourrait permettre de modéliser les zones fondues expérimentales. Dans la mesure où on souhaite favoriser les transferts thermiques dans la direction Z (figure 3-8), sans pour autant modifier le comportement suivant les deux autres axes, on introduit un coefficient d'anisotropie défini par la relation 3-3 :

$$C = \frac{\lambda_z}{\lambda_x} = \frac{\lambda_z}{\lambda_y} \quad 3-3$$

La valeur de  $C$  imposée revient à considérer la prépondérance des écoulements fluides verticaux dans la zone fondue par rapport aux mouvements radiaux. L'ensemble de la matière est conduit vers

la surface supérieure pour le flux montant ou bien vers le fond pour le flux descendant (Figure 3-9). Le débit est plus important suivant la direction Z que suivant les directions X ou Y [16].

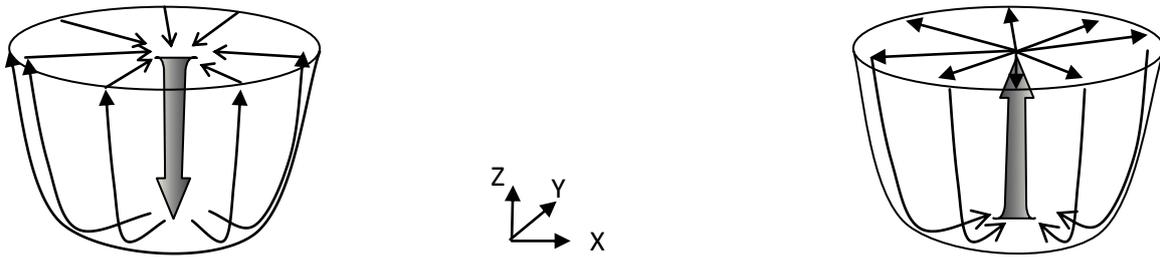


Figure 3-9, Ecoulements dans la zone fondue

La révision de l'hypothèse faite au paragraphe 2.3 qui consiste à considérer C égal à 1 implique la détermination d'une valeur pour ce coefficient.

#### B. DETERMINATION DE LA VALEUR DU COEFFICIENT D'ANISOTROPIE C

L'introduction du coefficient C a pour objectif de favoriser les transferts thermiques dans le bain fondu suivant la direction Z du repère local de la source de chaleur. Il convient à présent de déterminer la valeur de C permettant de modéliser les zones fondues pénétrantes observées expérimentalement. Pour ce faire, nous réutilisons la méthode itérative présentée au chapitre 2, en intégrant une analyse de sensibilité des dimensions d'une zone fondue pénétrante à la valeur de C.

On rappelle que dans la méthode itérative utilisée, les deux variables caractérisées sont les variations des paramètres d'entrée de la source de chaleur  $\Delta P$  et  $\Delta R$ , permettant de minimiser les erreurs sur les dimensions de la zone fondue,  $\Delta L$  et  $\Delta l$  (Relation 2-14).

Dans notre étude de sensibilité, nous cherchons à quantifier l'impact d'une variation de C sur les dimensions L et l de la zone fondue pénétrante. Nous réalisons donc deux calculs dont les paramètres d'entrée sont respectivement P=450 W, R = 0,55 mm et C = 1, pour le premier calcul et P= 450 W, R = 0,55 mm et C' = 1,25. La variation de C, notée  $\Delta C$  s'écrit donc :

$$\Delta C = C' - C \quad 3-4$$

Pour ces deux simulations, nous obtenons les dimensions des zones fondues qui nous permettent de calculer  $\frac{\partial L}{\partial C}$  et  $\frac{\partial l}{\partial C}$  (Tableau 3-3).

Tableau 3-3, Influence de C sur les dimensions du bain de fusion

| Dimensions ZF           |      | L (mm) | l (mm) |
|-------------------------|------|--------|--------|
| P (W)                   | 450  | 4,5    | 2,32   |
| R (mm)                  | 0,55 |        |        |
| C                       | 1    |        |        |
| P (W)                   | 450  | 4,4    | 2,86   |
| R (mm)                  | 0,55 |        |        |
| C                       | 1,25 |        |        |
| $\partial / \partial C$ |      | -0,4   | 2,16   |

Si on considère les grandeurs L et l comme des fonctions des 3 variables P, R et C, alors on peut écrire :

$$\begin{aligned}\Delta L &= \frac{\partial L}{\partial P} \cdot \Delta P + \frac{\partial L}{\partial R} \cdot \Delta R + \frac{\partial L}{\partial C} \cdot \Delta C \\ \Delta l &= \frac{\partial l}{\partial P} \cdot \Delta P + \frac{\partial l}{\partial R} \cdot \Delta R + \frac{\partial l}{\partial C} \cdot \Delta C\end{aligned}\quad 3-5$$

Ou encore :

$$\begin{bmatrix} \frac{\partial L}{\partial P} & \frac{\partial L}{\partial R} \\ \frac{\partial l}{\partial P} & \frac{\partial l}{\partial R} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \Delta P \\ \Delta R \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \Delta L - \Delta C \cdot \frac{\partial L}{\partial C} \\ \Delta l - \Delta C \cdot \frac{\partial l}{\partial C} \end{bmatrix}\quad 3-6$$

Les analyses de sensibilité pour P=450 W et R=0,55 mm nous donnent les dérivées partielles de L et l par rapport à P et à R (Relation 3-7) :

$$\begin{aligned}\frac{\partial L}{\partial P} &= 0,011 & \frac{\partial L}{\partial R} &= 0,152 \\ \frac{\partial l}{\partial P} &= 0,029 & \frac{\partial l}{\partial R} &= -0,370\end{aligned}\quad 3-7$$

Les dimensions de la zone fondue pour le cas expérimental utilisé sont données au tableau 3-2 (L=4,3mm ; l=2,8 mm). Les relations 3-6 et 3-7 permettent d'écrire l'équation suivante :

$$\begin{bmatrix} \Delta P \\ \Delta R \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{\partial L}{\partial P} & \frac{\partial L}{\partial R} \\ \frac{\partial l}{\partial P} & \frac{\partial l}{\partial R} \end{bmatrix}^{-1} \begin{bmatrix} \Delta L - \Delta C \cdot \frac{\partial L}{\partial C} \\ \Delta l - \Delta C \cdot \frac{\partial l}{\partial C} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 44,10 & 18,12 \\ 3,5 & -1,26 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \Delta L - \Delta C \cdot \frac{\partial L}{\partial C} \\ \Delta l - \Delta C \cdot \frac{\partial l}{\partial C} \end{bmatrix}\quad 3-8$$

Si on prend comme point de départ les valeurs numériques du tableau 3-3 avec C = 1, alors L = 4,5 mm et l = 2,32 mm et on voit que  $\Delta L = -0,2$  mm et  $\Delta l = 0,48$  mm. En utilisant la relation 3-8, on cherche la valeur de  $\Delta C$  pour laquelle le  $\Delta R$  calculé conduit à l'utilisation d'un rayon théorique  $R_1$  (relation 2-13) suffisamment important pour pouvoir utiliser de façon pratique notre source de chaleur : un rayon trop faible entraînant un faible nombre d'éléments soumis au flux de chaleur. La figure 3-10 montre l'évolution des paramètres  $P_1$  et  $R_1$  à utiliser pour effectuer une première itération vers l'obtention des dimensions de ZF expérimentale en fonction de C .

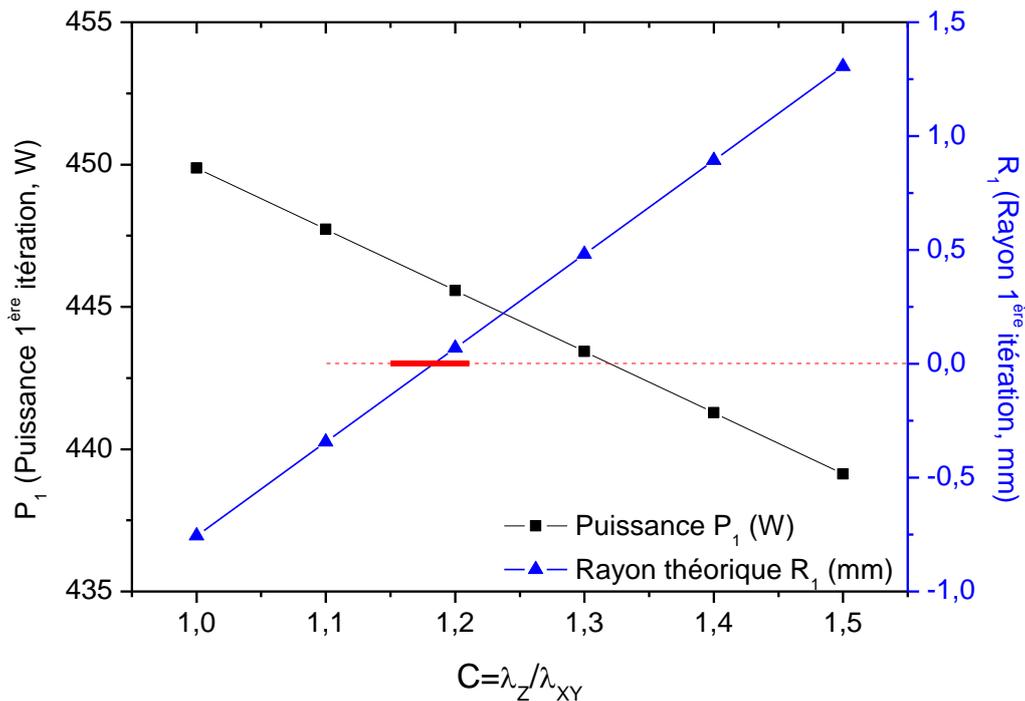


Figure 3-10, Evolution de P1 et R1 en fonction de C

On constate que lorsque C augmente, la puissance à imposer diminue et le rayon augmente. Si le rapport C croît, une quantité plus importante de chaleur est transmise vers l'intérieur de la pièce. En conséquence, pour une pénétration recherchée équivalente, la puissance à imposer est moins importante que lorsque C est égal à 1. De même, lorsque le rapport C augmente, on observe que le rayon  $R_1$  à imposer augmente. Le transfert de chaleur étant favorisé dans la direction Z, la largeur endroit diminue alors, comme l'atteste la valeur de  $\partial L / \partial C$  qui est négative (Tableau 3-3). Ainsi, pour contrebalancer cet effet, le rayon  $R_1$  est augmenté. On constate que dans ce cas, à partir de  $C=1,2$ , le rayon à imposer devient positif. Nous choisissons d'imposer  $C=1,5$  pour des raisons pratiques. En effet, en choisissant un C plus faible, le rayon  $R_1$  est bien positif, mais reste faible. En conséquence, les tailles de maille devraient être diminuées, entraînant des temps de calculs importants. Nous reviendrons sur ce choix qui peut paraître arbitraire lorsque nous ferons une synthèse sur la pertinence de la modification de la conductivité thermique en phase liquide (Cf § 3.2.3.B).

### C. MISE EN ŒUVRE NUMERIQUE

La conductivité thermique est une donnée matériau exprimée suivant les axes du repère global. Dans notre cas, l'anisotropie est implémentée suivant l'axe Z, perpendiculaire à la surface de soudage et l'orientation du flux de chaleur.

Chaque élément se voit attribuer un repère de référence qui par défaut est le repère global. Dans un cas de soudage sur une surface plane, l'introduction de l'anisotropie suivant l'axe Z reste valable quelle que soit la position de la torche car l'orientation du flux thermique reste constante dans le repère global (figure 3-11).

Dans le cas d'un soudage circulaire, la normale à la surface de soudage évolue avec la position de la torche. Il convient donc pour ce cas de réorienter le repère local des éléments pour pouvoir

considérer une conductivité thermique augmentée en phase liquide dans la direction du flux thermique de la source de chaleur.

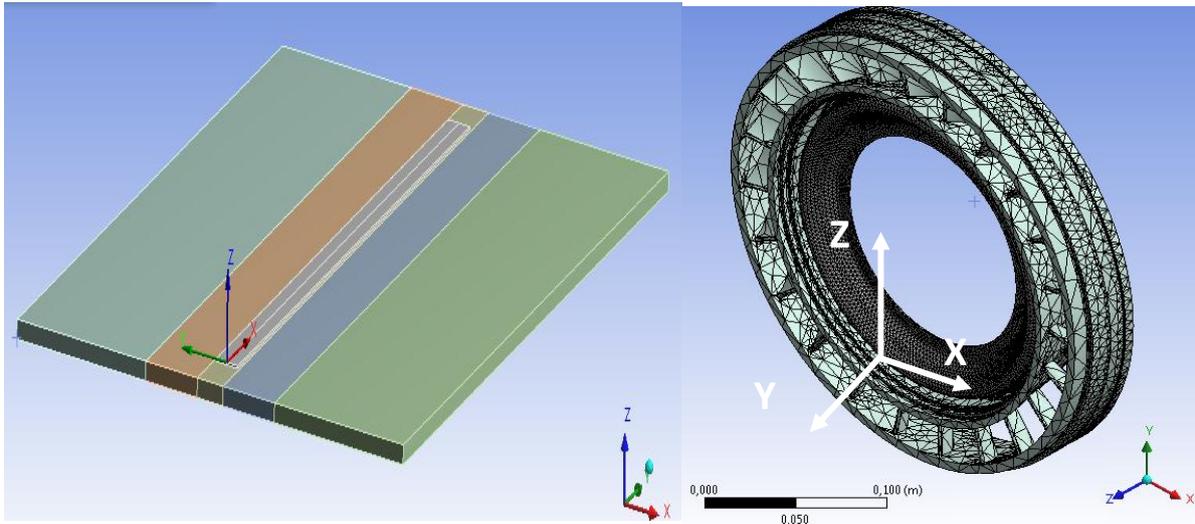


Figure 3-11, Mise en œuvre numérique du coefficient C

#### D. APPLICATION DE LA METHODE

Nous avons appliqué la méthode itérative en imposant le coefficient d'anisotropie  $C = 1,5$ . Nous avons repris le cas expérimental  $I = 90$  A et  $h = 1$  mm pour lequel aucune solution n'avait été obtenue avec  $C = 1$ . La figure 3-12 présente, pour le cas pénétrant considéré, l'évolution des grandeurs  $\Delta L$  et  $\Delta I$  en fonction des itérations.

On constate que la méthode de détermination permet de calculer le couple (P, R) modélisant la zone fondue expérimentale. En effet, on obtient  $\Delta L$  et  $\Delta I$  égaux à 0 dès la troisième itération. L'évolution des paramètres d'entrée de la source de chaleur pour chacune de ces itérations est présentée à la figure 3-13.

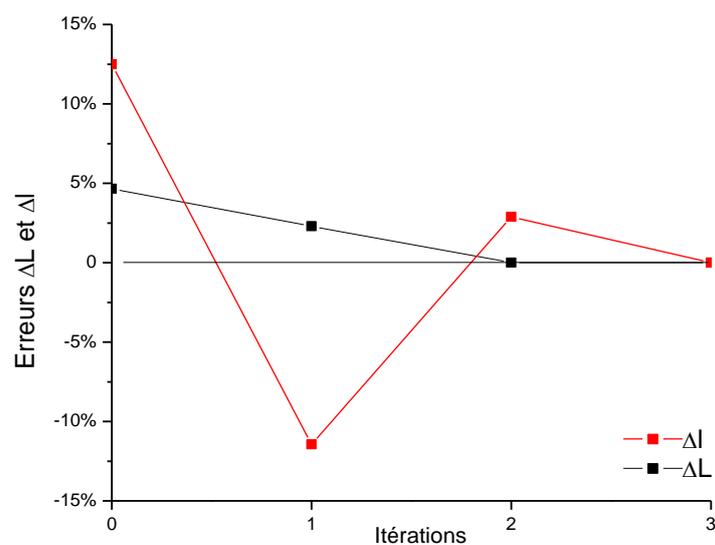


Figure 3-12, Evolution de  $\Delta L$  et  $\Delta I$  en fonction des itérations

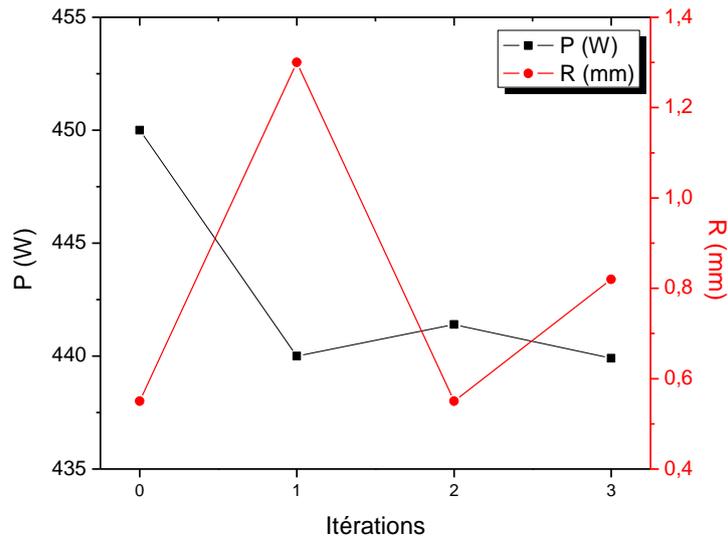


Figure 3-13, Evolution des paramètres P et R en fonction des itérations

On constate que les variations relatives observées sur la puissance au cours des itérations sont inférieures à celles du rayon. Les valeurs de P oscillent faiblement autour de la solution finale P=440 W, tandis que les rayons évoluent entre 0,55 et 1,3 mm pour atteindre la valeur finale de 0,82 mm.

### 3.2.3 SYNTHÈSE DU NOUVEL ENSEMBLE D'HYPOTHÈSES RETENUES ET JUSTIFICATION

La méthode initiale de détermination des paramètres de la source de chaleur n'a pas abouti pour des zones fondues pénétrantes. De ce fait, nous avons été amenés à réviser certaines hypothèses afin de pouvoir remédier à ce défaut. Dans ce paragraphe, on dresse un bilan sur le choix des hypothèses et des conditions aux limites.

#### A. PROPRIÉTÉS MATERIAU : CAS DE LA CONDUCTIVITÉ THERMIQUE EN PHASE LIQUIDE

Au chapitre 2, nous avons présenté l'évolution de la conductivité thermique en fonction de la température. Lorsque la température atteint le solidus, nous considérons que la valeur de la conductivité thermique liquide était multipliée par 3, en restant isotrope (Voir § 2.3.1).

La géométrie des zones fondues pénétrantes observées expérimentalement lors de la campagne d'essais présentent un rapport  $\frac{l}{L}$  proche de 1 qu'il a été impossible de reproduire numériquement avec ces hypothèses. La cause identifiée est un transfert de chaleur vers la face envers de la tôle insuffisant. Pour résoudre cette problématique, nous avons envisagé deux pistes :

- La première était de considérer des effets d'isolation thermique liés à la présence de la boîte à argon : du fait de la possibilité de réflexion des flux radiatifs sur le support du montage de soudage, entraînant indirectement une diminution des pertes par rayonnement sur la face envers de la tôle, nous avons fait l'hypothèse que l'émissivité était plus faible sur la face envers. En modifiant l'émissivité sur la face envers, nous avons effectivement constaté une

légère augmentation de la dimension de la largeur envers, mais qui reste cependant insuffisante pour atteindre le rapport  $\frac{l}{L}$  expérimental.

- La seconde piste pour favoriser les transferts de chaleur vers la face envers a consisté à introduire un coefficient d'anisotropie sur la conductivité thermique en phase liquide. Cette seconde piste est étudiée ci-dessous.

Le coefficient d'anisotropie C modifie les propriétés de la conductivité thermique pour des températures supérieures au solidus, en multipliant par 1,5 suivant la direction Z la conductivité thermique en phase liquide par rapport aux directions X,Y (Cf. paragraphe 3.2.2.B). Les simulations effectuées avec cette modification ont permis de vérifier que la modélisation de cas pénétrants avec des caractéristiques géométriques semblables aux ZF expérimentales est possible. Des simulations complémentaires obtenues avec C = 1,5 (tableau 3-4) montrent que la valeur  $\lambda_{\text{liquide X, Y}}$ , lorsqu'elle est supérieure à  $100 \text{ W.m}^{-1}.\text{K}^{-1}$ , a peu d'influence sur les résultats des dimensions de la ZF.

Par ailleurs, il a été vérifié au chapitre 2 que d'une part, l'erreur sur le bilan thermique due à une augmentation de la conductivité en phase liquide est négligeable et que les dimensions de la zone fondue n'évoluent pratiquement plus lorsque  $\lambda_{\text{liquide}}$  est supérieure à  $100 \text{ W.m}^{-1}.\text{K}^{-1}$ . En conclusion, les choix C = 1,5 et  $\lambda_{\text{liquide X, Y}} = 100 \text{ W.m}^{-1}.\text{K}^{-1}$  autorisent une convergence vers la solution physique tout en limitant les temps de calculs liés au maillage. Nous avons donc choisi d'utiliser pour la conductivité thermique du liquide les valeurs  $\lambda_{\text{liquide X, Y}} = 100 \text{ W.m}^{-1}.\text{K}^{-1}$  et  $\lambda_{\text{liquide Z}} = 150 \text{ W.m}^{-1}.\text{K}^{-1}$ .

Tableau 3-4, Dimensions des zones fondues pour différentes valeurs de  $\lambda$  liquide X, Y  
(P = 450 W, R = 0, 55 mm et vitesse torche = 100 mm/min)

|  | L (mm) | l (mm) |
|--|--------|--------|
| $\lambda_{\text{liquide X,Y}} = 100 \text{ W/m.K}$<br>$\lambda_{\text{liquide Z}} = 150 \text{ W/m.K}$ | 4,32   | 3,15   |
| $\lambda_{\text{liquide X,Y}} = 150 \text{ W/m.K}$<br>$\lambda_{\text{liquide Z}} = 225 \text{ W/m.K}$ | 4,34   | 3,16   |

#### B. SYNTHÈSE SUR LA MÉTHODE

Nous avons démontré que notre méthode permet d'identifier un triplet (P, R, C) solution par lequel on retrouve numériquement les dimensions expérimentales de la ZF et ce, quelle que soit la configuration, pénétrante ou non. Il n'y a pas unicité de la solution puisque les paramètres (P, R, C) sont identifiés à partir de deux égalités :

$$L_{num} = L_{exp}, e_{num} = e_{exp} \text{ (ou } l_{num} = l_{exp} \text{)} \quad 3-9$$

Il faut insister sur le fait que notre méthode identifie une solution particulière correspondant aux dimensions expérimentales de la zone fondue. Connaître la ZF revient à imposer l'isotherme correspondant à la température du solidus. Par conséquent, si les conditions aux limites et les propriétés thermiques du solide sont exactes, alors la simulation numérique représentera fidèlement

l'évolution thermique du matériau pour la partie solide : cela reste vrai quelle que soit la façon de déterminer la géométrie de la zone fondue.

### 3.3 CORRELATION PARAMETRES NUMERIQUES / PARAMETRES OPERATOIRES

La mise en place de notre source de chaleur prédictive requiert l'identification de relations entre les paramètres opératoires de soudage et les paramètres du modèle numérique. Pour chaque essai expérimental présenté à la figure 2-23, nous avons identifié un couple (P, R) permettant de reproduire les dimensions de la zone fondue considérée (tableau 3-5).

Tableau 3-5, Correspondance entre les couples (P, R) et les paramètres opératoires de soudage (I, h)

| Vitesse torche (mm /min) | Intensité (A) | Hauteur d'arc (mm) | Puissance (W) | Rayon (mm) |
|--------------------------|---------------|--------------------|---------------|------------|
| 50                       | 30            | 1 ou 1,5 ou 2      | 90,5          | 0,76       |
| 100                      | 45            | 1                  | 152           | 0,96       |
| 100                      | 45            | 1,5                | 168           | 1,11       |
| 100                      | 45            | 2                  | 176           | 1,2        |
| 100                      | 60            | 1                  | 313,9         | 1,36       |
| 100                      | 60            | 1,5                | 316           | 1,43       |
| 100                      | 60            | 2                  | 324           | 1,56       |
| 100                      | 75            | 1                  | 407,7         | 0,74       |
| 100                      | 75            | 1,5                | 410,4         | 0,88       |
| 100                      | 75            | 2                  | 413           | 0,96       |
| 100                      | 90            | 1                  | 440,3         | 0,82       |
| 100                      | 90            | 1,5                | 445           | 0,96       |
| 100                      | 90            | 2                  | 450           | 1,1        |

On constate que la puissance P augmente de façon monotone avec l'intensité. De même, pour une intensité fixée, la puissance croît légèrement avec la hauteur d'arc. Cette tendance semble cohérente dans la mesure où l'énergie de soudage est directement liée à la puissance électrique, dépendante de l'intensité et la tension, fonction croissante de la hauteur d'arc. Pour une intensité fixée, on observe également que le rayon de la source de chaleur augmente avec la hauteur d'arc : ceci peut s'expliquer en considérant l'arc, en première approximation, comme un cône. Plus on s'éloigne de la tôle, plus la base du cône sera grande.

Afin d'étendre les résultats du tableau 3-5, nous avons établi une cartographie de la puissance P et du rayon de la source de chaleur R en fonction des paramètres I et h (Figure 3-14). Les points utilisés pour bâtir la cartographie sont repérés dans la figure.

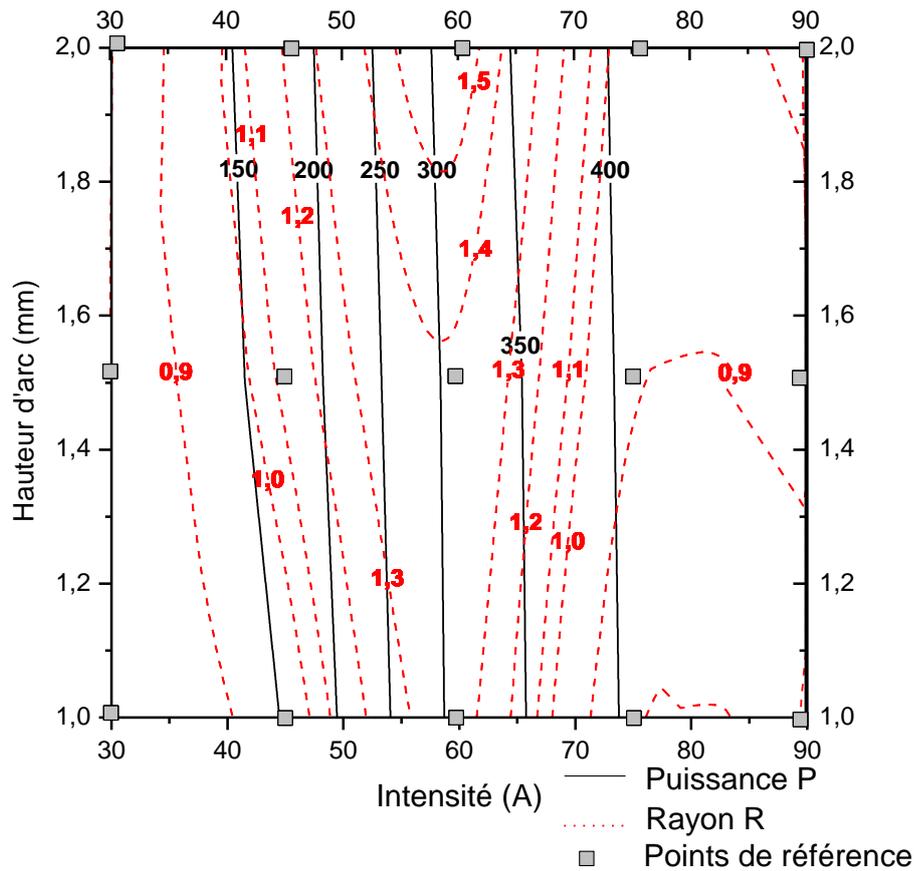


Figure 3-14, Cartographie intermédiaire liant les paramètres opératoires I, h aux paramètres numériques P, R.

L'abaque mise en place permet, en sélectionnant un jeu de paramètres opératoires donné, de déterminer le couple (P, R) à utiliser dans la simulation numérique du soudage, représentatif de l'apport de chaleur fourni par la torche. Par exemple, pour une opération de soudage avec une intensité de 65 A et une hauteur d'arc de 1,8 mm, on identifie le couple P = 350 W et R = 1,3 mm. On peut ainsi parler de source de chaleur prédictive dans la mesure où les dimensions de la ZF peuvent être obtenues sans nécessité de recalage de la source de chaleur. Pour valider l'aspect prédictif de la source, diverses expérimentations ont été réalisées.

### 3.4 QUALITE DU MODELE DE SOURCE DE CHALEUR

Dans ce paragraphe, on présente un ensemble d'essais expérimentaux nous permettant de valider le choix de notre source ainsi que son caractère prédictif : la qualité du caractère prédictif sera estimé par une bonne corrélation des dimensions des zones fondues non pénétrantes ou pénétrantes et une bonne représentation de l'évolution du champ thermique.

#### 3.4.1 ESSAIS SUR KCN22W

La source de chaleur que nous proposons doit caractériser l'apport de chaleur de l'arc TIG, indépendamment du matériau, de la vitesse de déplacement et de la géométrie de l'éprouvette d'essai.

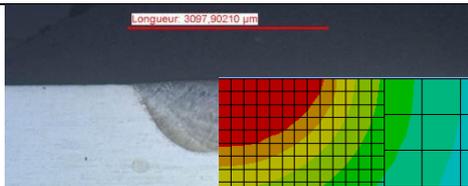
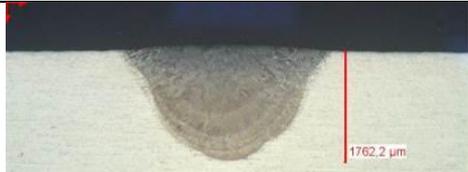
Pour valider nos hypothèses, nous avons tout d’abord cherché à vérifier la représentativité de la source de chaleur pour différentes vitesses de déplacement et épaisseurs de tôle, en conservant le matériau utilisé pour mettre en place l’abaque de la figure 3-14. Les paramètres variables sont présentés dans le tableau 3-6. Au cours de ces essais, le débit d’argon endroit et envers est fixé à 8L/min et est contrôlé par un débitmètre. Pour chaque cordon, nous avons mesuré par analyse métallographique les dimensions des zones fondues (tableau 3-7).

Tableau 3-6, Paramètres essais de validation de la source de chaleur sur KCN22W

| Essai | Intensité I (A) | Hauteur d’arc h (mm) | Epaisseur de la tôle (mm) | Vitesse de déplacement (mm / min) |
|-------|-----------------|----------------------|---------------------------|-----------------------------------|
| 1     | 60              | 1,5                  | 5                         | 100                               |
| 2     | 60              | 1,5                  | 5                         | 150                               |
| 3     | 90              | 1,5                  | 5                         | 100                               |
| 4     | 90              | 1,5                  | 5                         | 150                               |

Tableau 3-7, Résultats des essais de validation de la source de chaleur sur KCN22W

(Résultats expérimentaux caractères droits, résultats numériques en italique)

| Essai | Largeur endroit L (mm) | Epaisseur de pénétration (mm) | Micrographies  |
|-------|------------------------|-------------------------------|--|
| 1     | 3,1<br><i>3,2</i>      | 1,2<br><i>1,1</i>             |  |
| 2     | 2,75<br><i>3</i>       | 0,97<br><i>0,9</i>            |  |
| 3     | 3,4<br><i>3,4</i>      | 2,25<br><i>2,1</i>            |  |
| 4     | 3,28<br><i>3,15</i>    | 1,76<br><i>1,6</i>            |  |

On constate une bonne corrélation des dimensions des zones fondues numériques avec celles mesurées expérimentalement. En complément des analyses métallurgiques, nous avons effectué des relevés de température au cours des essais avec des thermocouples type K, dont la position est détaillée à la figure 3-15.

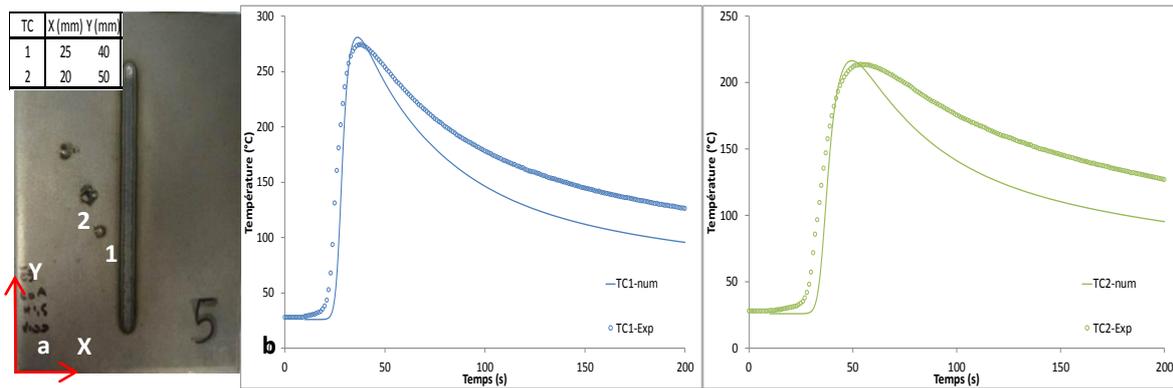


Figure 3-15, Conditions expérimentales et résultats obtenus pour l'essai n°1  
a: position des thermocouples sur la plaque, b: températures relevées par TC1 et TC2

Un dysfonctionnement ayant été constaté sur l'un des thermocouples, nous n'avons pu enregistrer la température qu'avec les thermocouples TC1 et TC2. On observe sur les relevés que les maxima de température ainsi que les cinétiques sont correctes pour la chauffe. Cependant, au refroidissement, un écart est constaté entre l'expérimental et le numérique, ce qui est révélateur d'une dissipation de chaleur trop importante numériquement. Par exemple, au temps 150 s pour TC1, la différence de température est d'environ 35 °C.

Ces essais nous permettent de conclure que les hypothèses faites dans notre modèle concernant la représentativité du déplacement numérique de la torche et de l'épaisseur de la tôle semblent satisfaisantes. Toutefois, ces hypothèses sont validées pour des tôles épaisses (3-5 mm). L'essentiel des pièces assemblées à Turboméca ont une épaisseur de l'ordre du millimètre. Pour vérifier la représentativité de notre simulation, nous choisissons d'effectuer des essais complémentaires sur des tôles minces.

### 3.4.2 ESSAIS SUR TOLE MINCE

Les paramètres variables, en comparaison avec les conditions utilisées pour développer la source de chaleur, sont la vitesse de déplacement  $V$ , prise égale à 100, 200 et 250 mm/min, et l'épaisseur de la tôle 1,1 mm. Après analyse métallographique, les dimensions du bain de fusion expérimental sont confrontées avec celles obtenues numériquement (Tableau 3-8).

Tableau 3-8, Comparaison des bains de fusion numérique et expérimentaux, 50 A H 1,5 mm V 100 mm / min

| Paramètres opératoires<br>(Intensité, Hauteur d'arc, Vitesse torche) | Dimensions cordons<br>expérimentaux (mm) | Dimensions cordons<br>numériques (mm) |
|--|--|---------------------------------------|
| 50 A, H 1,5 mm, V 100 mm/min   | L = 6,5 ; l = 5,9                        | L = 5,1 ; l = 5                       |
| 50 A, H 1,5 mm, V 200 mm/min   | L = 3,72 ; l = 3,4                       | L = 3,3 ; l = 3                       |
| 50 A, H 1,5 mm, V 250 mm/min   | L = 2,97 ; l = 2,25                      | L = 2,8 ; l = 2,2                     |

On constate que les ZF expérimentales sont légèrement plus grandes que les bains de fusion numériques. L'épaisseur de la tôle étant faible, la pénétration est importante et les dimensions des larges envers sont voisines des larges endroit. L'écart constaté reste cependant acceptable.

### 3.4.3 ESSAIS SUR INCONEL 625

Nous avons effectué des essais de soudage sur un matériau différent de celui utilisé pour mettre en place la source : l'Inconel625 (NC22DNb). Il s'agit d'un superalliage base nickel employé pour des pièces soumises à des températures moyennement hautes (environ 600°C) et faiblement sollicitées mécaniquement. Les propriétés thermiques de cet alliage utilisées pour la modélisation sont présentées sur la figure 3-16.

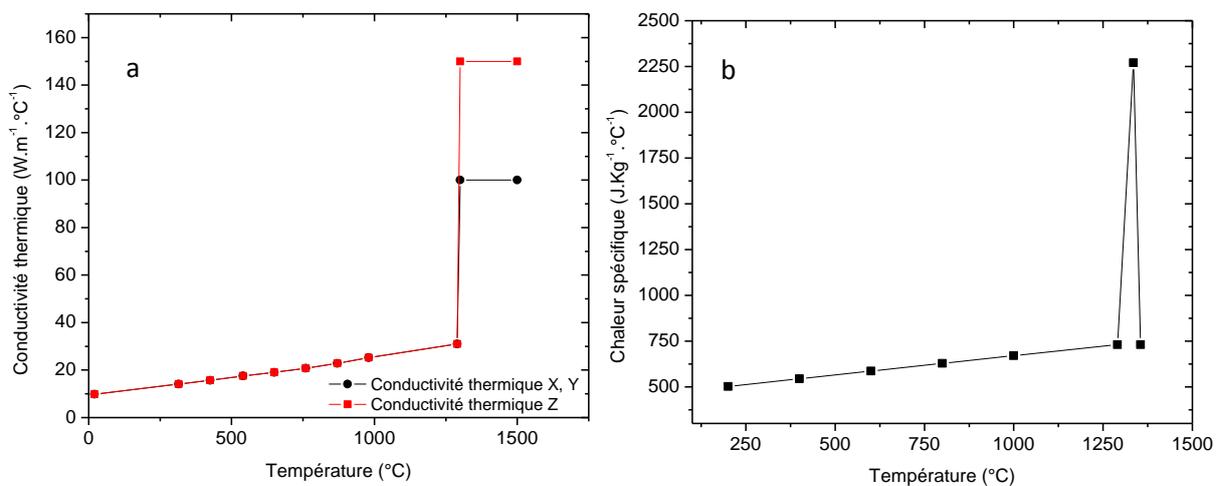


Figure 3-16, Propriétés thermiques du superalliage NC22DNb ou Inconel 625

a : conductivité thermique ; b : chaleur spécifique

Une nouvelle fois, la prise en compte de la chaleur latente de fusion, dont la valeur a été déterminée par des essais de DSC, est effectuée par la méthode de la chaleur spécifique équivalente. Pour ces essais, nous avons choisi de fixer l'intensité à une valeur de 50 A, la hauteur d'arc à 2 mm et la vitesse de déplacement de la torche à 100mm/min. Les valeurs de la puissance et du rayon de la source ont été déterminées par l'utilisation de l'abaque numérique / expérimental (figure 3-14). Les dimensions des zones fondues expérimentale et numérique sont mesurées (Figure 3-17). On constate que les dimensions de bain de fusion calculées sont inférieures à celles mesurées expérimentalement. L'écart mesuré est d'environ 40%. On peut attribuer cette différence à la sévérité des conditions d'essai : l'épaisseur de la tôle est très faible en rapport avec les dimensions du bain du fait d'une vitesse de déplacement faible. Cela entraîne de fortes déformations qui, au cours du soudage, modifient la hauteur d'arc et par conséquent l'apport d'énergie. Le cas expérimental est réalisé dans des conditions extrêmes, qui ne sont jamais utilisées telles quelles en production. Néanmoins, cet essai permet de tester notre simulation thermique dans un cas défavorable et de constater que la prédiction des dimensions du bain de fusion s'avère alors difficile.

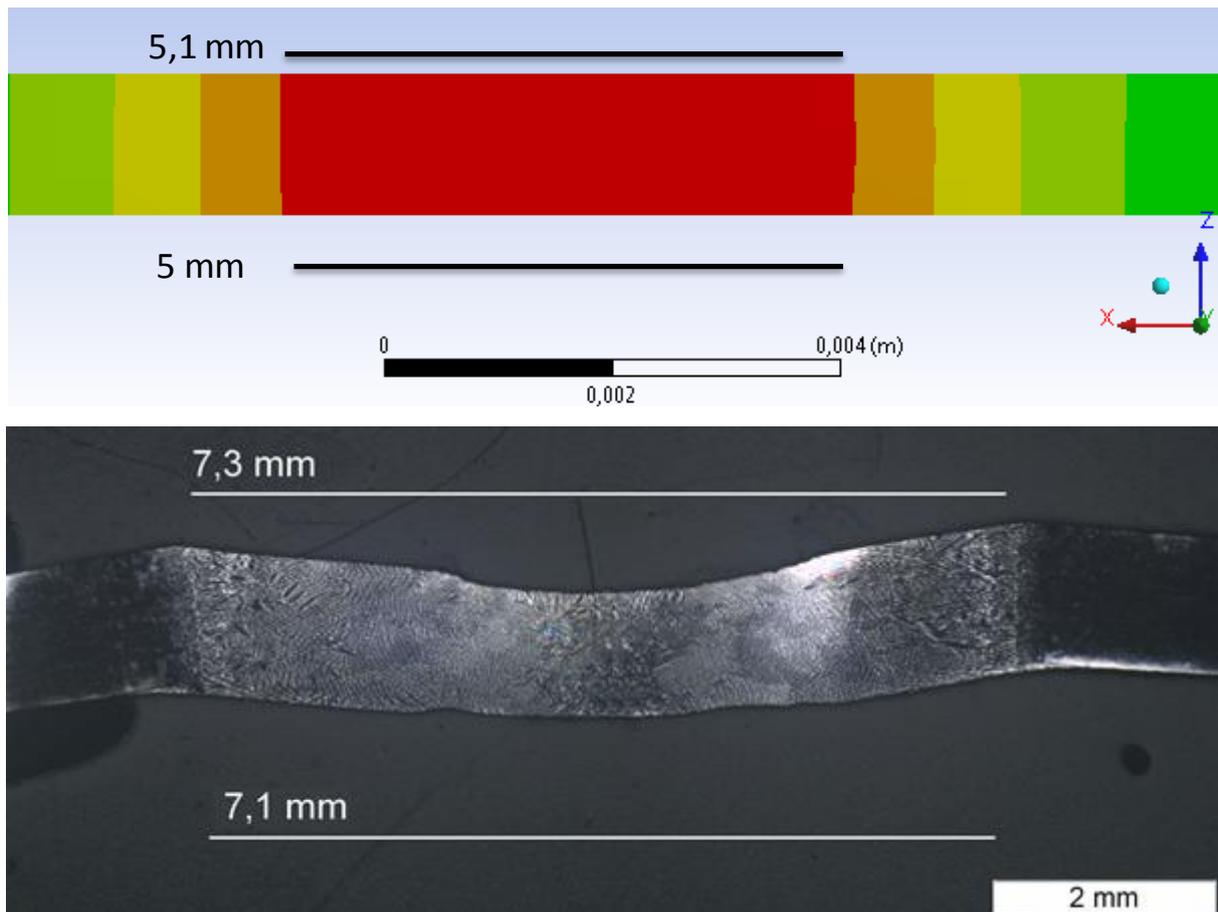


Figure 3-17, Micrographie et ZF numérique de l'essai sur Inconel® 625

Pour cet essai, nous avons instrumenté la tôle avec des thermocouples type K et obtenu des relevés de températures (Figure 3-18). Comme pour les essais réalisés avec des plaques épaisses, les enregistrements présentent une bonne corrélation avec les températures calculées concernant le chauffage. En revanche, au refroidissement le décalage important constaté dans le paragraphe 3.4.1 entre l'expérimental et les résultats des calculs est confirmé.

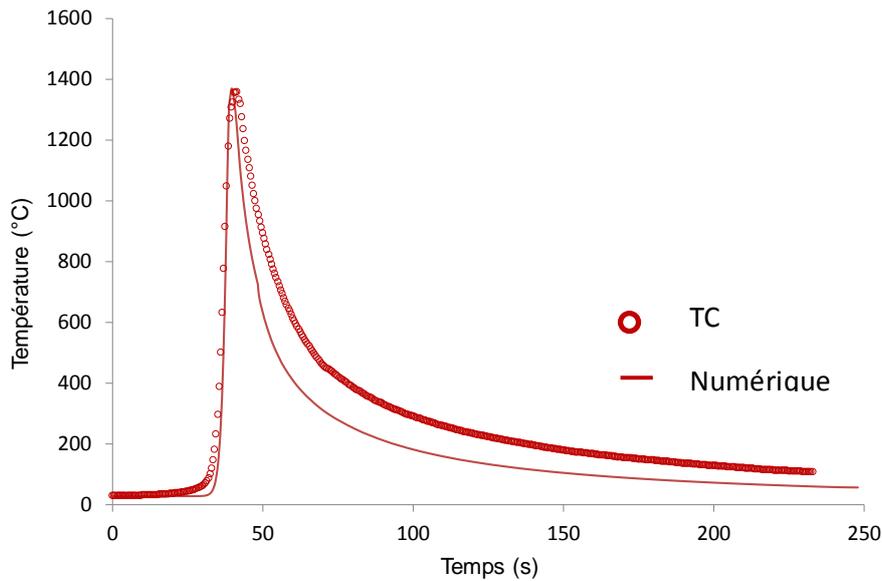


Figure 3-18, Relevés de températures, essai :  $I = 50 \text{ A}$ ,  $h = 2 \text{ mm}$ ,  $V = 100 \text{ mm / min}$

Le décalage temporel observé entre expérimental et numérique pour atteindre une même température peut entraîner des erreurs sur les calculs thermomécaniques qui s'appuient sur l'analyse thermique. En effet, cet écart dans les cinétiques correspond à des différences de vitesses de refroidissement. Ainsi, dans le modèle numérique, l'énergie de soudage apportée est évacuée plus rapidement, entraînant des changements de températures plus rapides qui peuvent déboucher sur des contraintes plus importantes au cours du refroidissement que les contraintes réelles et sur une mauvaise prédiction des transformations métallurgiques.

#### 3.4.4 ANALYSE DES ECARTS ENTRE RESULTATS EXPERIMENTAUX ET NUMERIQUES

Les résultats obtenus ont montré que la source de chaleur développée permet globalement d'anticiper les dimensions des bains de fusion à partir des paramètres opératoires. Ce constat permet d'affirmer que dans notre modélisation, l'isotherme correspondant à la température de solidus est correctement positionnée. Le premier critère de qualité de la simulation thermique, établi au chapitre 1 est donc respecté. Pour valider la représentation des températures dans le solide au cours du temps, nous avons équipé les plaques de thermocouples permettant d'enregistrer la température au cours du soudage et du refroidissement.

Les cinétiques relevées pour différentes configurations de soudage, à savoir tôle épaisse (5 mm), ou fine (1,25 mm), ont montré une bonne corrélation avec celles calculées pour la période de chauffage. Cependant, on a constaté un écart non négligeable pour le refroidissement. Dans ce paragraphe, on cherche à identifier les causes de cet écart.

##### A. DISCUSSION

Les températures calculées au refroidissement sont toujours plus faibles que celles relevées expérimentalement, donc la quantité d'énergie présente dans la pièce durant la simulation n'est pas suffisante. En considérant le bilan thermique au cours du soudage, on peut alors identifier deux

causes : soit l'apport de chaleur est insuffisant, soit les échanges avec le milieu environnant sont trop importants.

On note que, pour toutes les configurations testées, les cinétiques de chauffe sont bien reproduites, tant au niveau des températures maximales que pour les temps auxquels sont atteintes ces températures. On justifie ces observations par le fait qu'au cours de la chauffe, l'apport de chaleur de la torche est prépondérant devant les conditions d'échange. De plus, les températures atteintes sont gouvernées principalement par les mécanismes de conduction, dépendant de grandeurs physiques bien connues et caractérisées finement telles que la conductivité thermique et la chaleur spécifique. En revanche, au refroidissement, les conditions aux limites de convection et de rayonnement régissent les cinétiques thermiques. Au vu des températures atteintes au cours du soudage, on peut considérer que les pertes par rayonnement sont plus importantes que celles par convection (Figure 3-19). Les flux convectifs et radiatifs sont calculés pour une surface d'un mètre carré, avec respectivement un coefficient d'échange par convection  $h_c$  égal à  $15 \text{ W/m}^2\text{°C}$  et une émissivité  $\varepsilon$  égale à 0,9.

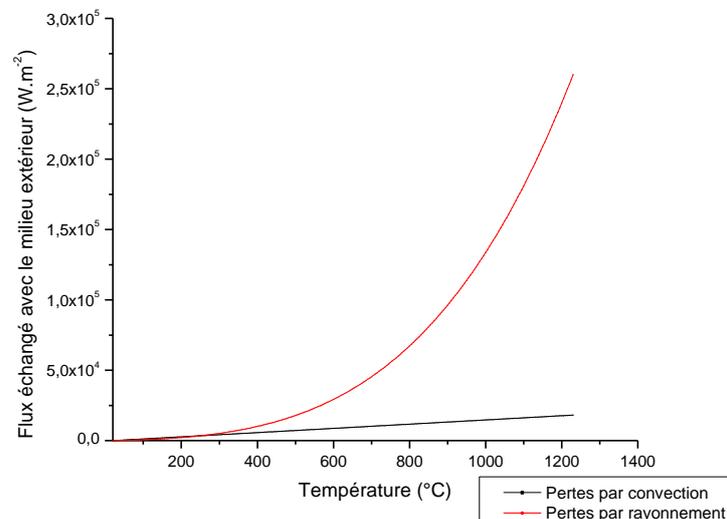


Figure 3-19, Comparatif des flux de chaleur perdus par convection et rayonnement en fonction de la température

La valeur de l'émissivité, influençant grandement le flux radiatif, est souvent mal connue. Cette grandeur est en effet délicate à caractériser finement. Nous choisissons alors d'effectuer une étude de sensibilité sur l'émissivité, et de quantifier l'impact de ce paramètre sur les cinétiques de refroidissement.

#### B. ETUDE SUR L'EMISSIVITE

On souhaite étudier l'influence de l'émissivité sur les cinétiques de chauffe et refroidissement relevées lors du soudage. Pour caractériser les cinétiques, on se propose de quantifier l'évolution de la température : pour chaque enregistrement, on identifie la température maximale  $T_{MAX}$  et on mesure les temps nécessaires pour un refroidissement de  $T_{MAX}$  à  $T_{MAX/2}$  ( $T_{MAX/2}$  est la température moyenne entre  $T_{MAX}$  et la température ambiante). Le but est de définir un indicateur cinétique comparant le temps nécessaire pour atteindre  $T_{MAX/2}$  dans le cas expérimental et ce même temps calculé par la simulation numérique. Cette technique de quantification de la vitesse de refroidissement est illustrée sur la figure 3-20 à partir de l'exemple du paragraphe 3.4.2.

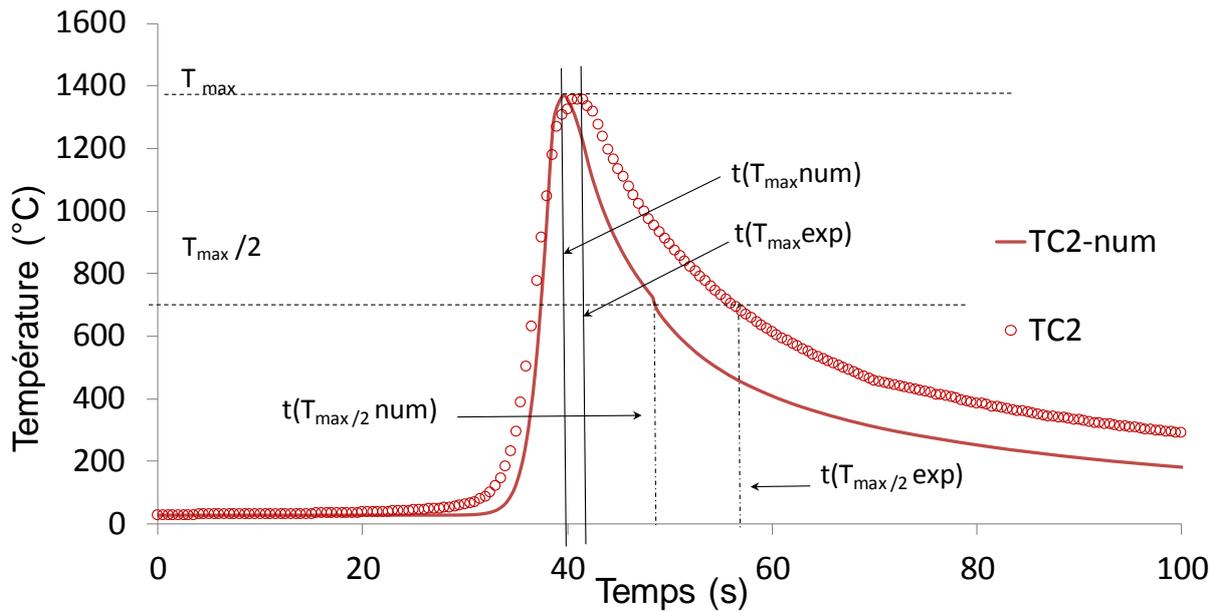


Figure 3-20, Repérage des données nécessaires pour la caractérisation des cinétiques

Le temps correspondant à la température  $T_{MAX}$  est noté  $t_{(T_{MAX})}$  tandis que le temps correspondant à la température  $T_{MAX/2}$  est noté  $t_{(T_{MAX/2})}$ ; la différence entre ces deux temps est notée  $\Delta t$ . Les résultats obtenus dans le cas expérimental et les résultats numériques avec une émissivité de 0,9 sont présentés dans le tableau 3-9.

Tableau 3-9, Indicateurs des cinétiques  $\Delta t$  tirés de la figure 3-19

|  | Expérimental | Numérique $\varepsilon = 0,9$ |
|--|--------------|-------------------------------|
| $\Delta t = t_{(T_{MAX/2})} - t_{(T_{MAX})}$ | 14,9 s       | 9,08 s                        |

On note que l'écart entre l'expérimental et la simulation numérique est assez conséquent (environ 40%). En s'appuyant sur les valeurs de l'émissivité rencontrées dans la littérature, nous effectuons 2 simulations complémentaires, l'une avec  $\varepsilon = 0,3$  et l'autre avec  $\varepsilon = 0,6$  en gardant la configuration initiale, à savoir une émissivité homogène sur toute la surface. L'ensemble des résultats est représenté sur la figure 3-21.

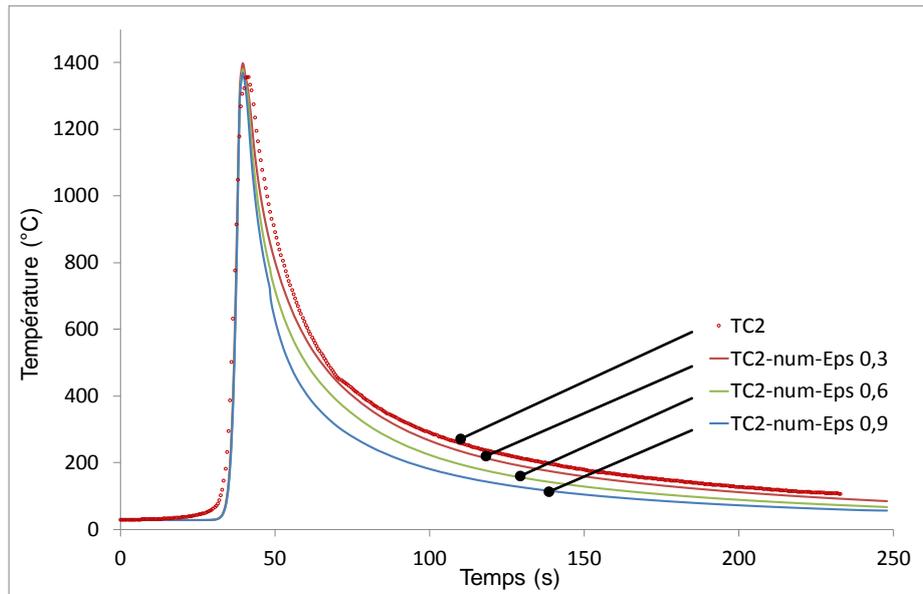


Figure 3-21, Influence de l'émissivité sur l'évolution de la température

La diminution de l'émissivité entraîne très logiquement une diminution de la vitesse de refroidissement et on constate pour la valeur  $\varepsilon$  égale à 0,3 une très bonne corrélation des températures obtenues expérimentalement et numériquement. Cette observation est confirmée par notre indicateur cinétique dont les résultats pour chaque émissivité sont rassemblés dans le tableau 3-10.

Tableau 3-10, Indicateurs des cinétiques de refroidissement pour différentes émissivités

|  | Expérimental | Numérique<br>$\varepsilon = 0,9$ | Numérique<br>$\varepsilon = 0,6$ | Numérique<br>$\varepsilon = 0,3$ |
|--|--------------|----------------------------------|----------------------------------|----------------------------------|
| $\Delta t = t_{(T_{MAX/2})} - t_{(T_{MAX})}$ | 14,9 s       | 9,08 s                           | 11,15 s                          | 14,01 s                          |

Pour une émissivité de 0,3 l'indicateur expérimental et l'indicateur numérique sont très proches alors que pour  $\varepsilon = 0,9$  et  $\varepsilon = 0,6$  ces indicateurs sont différents. Nous portons donc notre choix sur une émissivité  $\varepsilon$  égale à 0,3.

On doit maintenant étudier l'influence de l'émissivité sur les dimensions du bain de fusion. Pour cela, nous relevons la largeur endroit L et la largeur envers l en fonction de l'émissivité (Figure 3-22).

On constate que l'écart maximal mesuré entre les dimensions des zones fondues calculées avec  $\varepsilon = 0,3$  et  $\varepsilon = 0,9$  est d'environ 20%. En changeant l'émissivité, on modifie ainsi les dimensions calculées pour la zone fondue. Ce constat nous amène à reconstruire la cartographie de la figure 3-14 pour améliorer le caractère prédictif de la source de chaleur. En effet, les résultats ont été obtenus avec  $\varepsilon = 0,9$  : s'ils avaient permis de trouver une corrélation approchée entre les paramètres opératoires et les paramètres de la source pour les dimensions de la ZF, ils ne permettent pas de respecter un des critères définis initialement, à savoir une bonne représentation de l'évolution des températures.

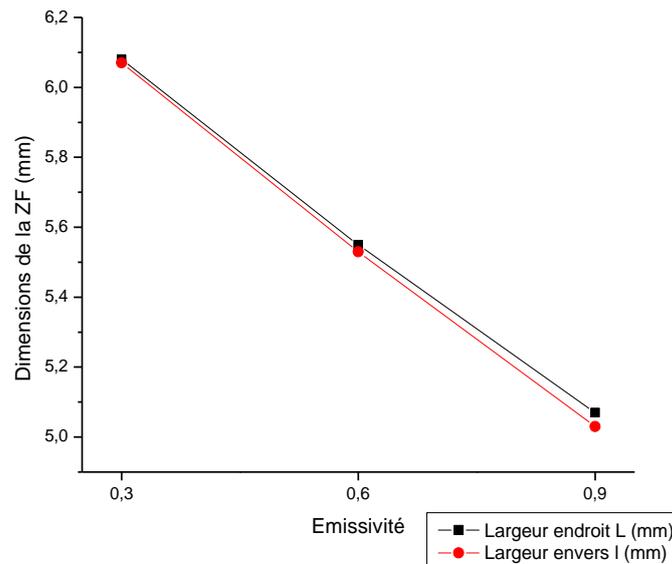


Figure 3-22, Evolution des dimensions de la ZF avec l'émissivité

### 3.5 CORRECTION DES PARAMETRES DE LA SOURCE DE CHALEUR

#### 3.5.1 DETERMINATION DES RELATIONS (P, R)-(I, H) PAR UNE METHODE ALTERNATIVE

Pour corriger la cartographie liant les paramètres opératoires de soudage (I, h) aux paramètres numériques (P, R), on utilise une méthode similaire à celle présentée au paragraphe 3.1.4.B. On trace la cartographie liant les paramètres (P, R) aux dimensions de la zone fondue L, e et l calculés avec  $\epsilon=0,3$  (figure 3-23). Les autres paramètres utilisés dans la simulation (matériau, dimensions de plaque, vitesse d'avance de la torche) sont conformes au cas expérimental. Cette cartographie permet de déterminer, en fonction des paramètres de la source de chaleur, les dimensions du bain de fusion, pour un cas non pénétrant ou pénétrant. Il faut souligner que chaque point de référence ayant servi à établir cette cartographie correspond à une seule simulation : il ne s'agit donc pas d'une méthode itérative contrairement à la méthode utilisée initialement pour établir le tableau 3-5.

On identifie les couples (P, R), correspondant aux cas expérimentaux traités lors de la campagne. Pour cela, on place chacun des points expérimentaux correspondant à chaque couple (I, h) sur la figure 3-23 en utilisant les courbes de niveau L et e ou l. Il reste à lire les abscisses et ordonnées (P, R) correspondant à chacun des couples (I, h). Cette méthode est efficace pour tous les points expérimentaux (I, h) correspondant à la vitesse de déplacement de la torche 100 mm/min ( $45 A \leq I \leq 90 A$ ). En revanche, les essais réalisés avec une intensité de 30 A ont été menés à bien avec une vitesse de déplacement de la torche de 50 mm / min (§ 2.4.1.B). Par conséquent, pour identifier les paramètres de la source de chaleur correspondant aux cas dans lesquels l'intensité est égale à 30 A, il convient d'utiliser la méthode itérative présentée au chapitre 2. C'est ce qui a été fait pour compléter le tableau 3-11.

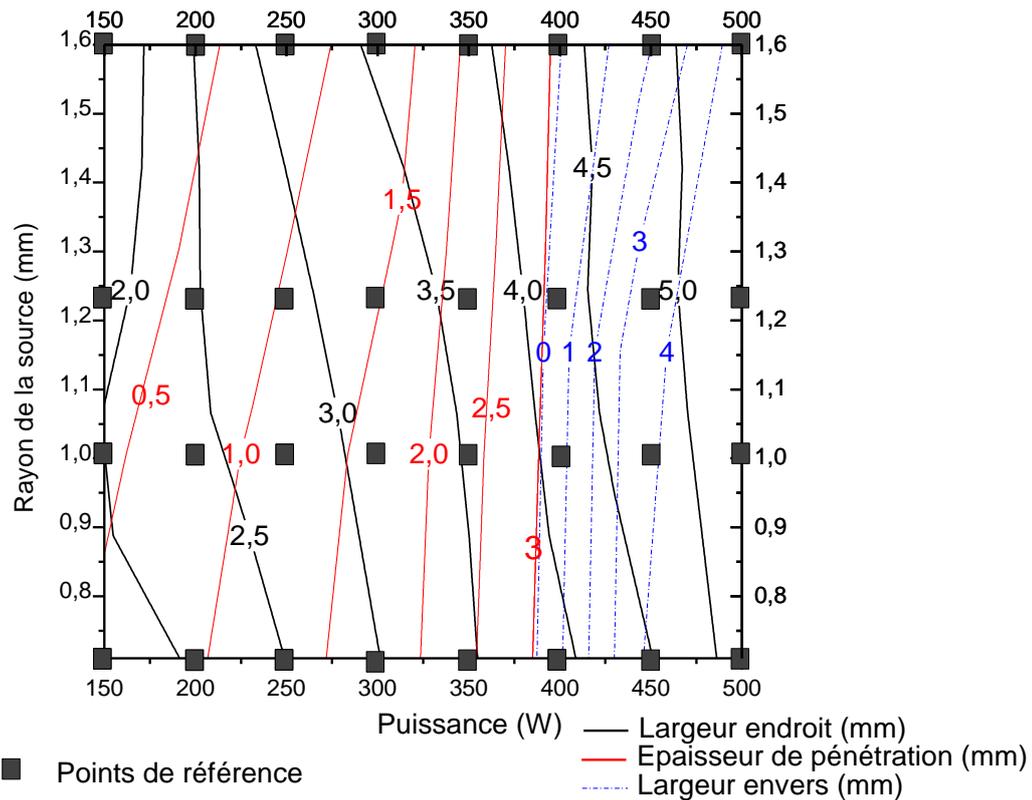


Figure 3-23, Cartographie liant les paramètres de la source (P, R) et les dimensions de la ZF (L, e, l),  $\varepsilon=0,3$

Tableau 3-11, Correspondance entre les couples (P, R) et les paramètres opératoires de soudage (I, h)

| Intensité (A) | Hauteur d'arc (mm) | L (mm) | e (mm) | l (mm) | P (W) | R (mm) |
|---------------|--------------------|--------|--------|--------|-------|--------|
| 30            | 1 - 1,5 - 2        | 1,35   | 0,2    |        | 85    | 0,9    |
| 45            | 1                  | 1,9    | 0,4    |        | 141   | 0,89   |
| 45            | 1,5                | 2      | 0,4    |        | 150   | 1,01   |
| 45            | 2                  | 2,1    | 0,4    |        | 170   | 1,21   |
| 60            | 1                  | 3,4    | 1,5    |        | 310   | 1,34   |
| 60            | 1,5                | 3,5    | 1,5    |        | 314   | 1,42   |
| 60            | 2                  | 3,6    | 1,5    |        | 318   | 1,5    |
| 75            | 1                  | 3,9    |        | 1,9    | 405   | 0,55   |
| 75            | 1,5                | 4      |        | 1,9    | 407   | 0,65   |
| 75            | 2                  | 4,1    |        | 1,9    | 410   | 0,76   |
| 90            | 1                  | 4,3    |        | 2,8    | 428   | 0,8    |
| 90            | 1,5                | 4,4    |        | 2,8    | 429   | 0,87   |
| 90            | 2                  | 4,5    |        | 2,8    | 430   | 0,96   |

A partir de ce tableau, on peut tirer une cartographie corrigée (figure 3-24), liant les paramètres numériques de la source (P, R) aux paramètres opératoires du soudage (I, h). Le mode d'utilisation de cette carte a déjà été présenté au § 3.3.

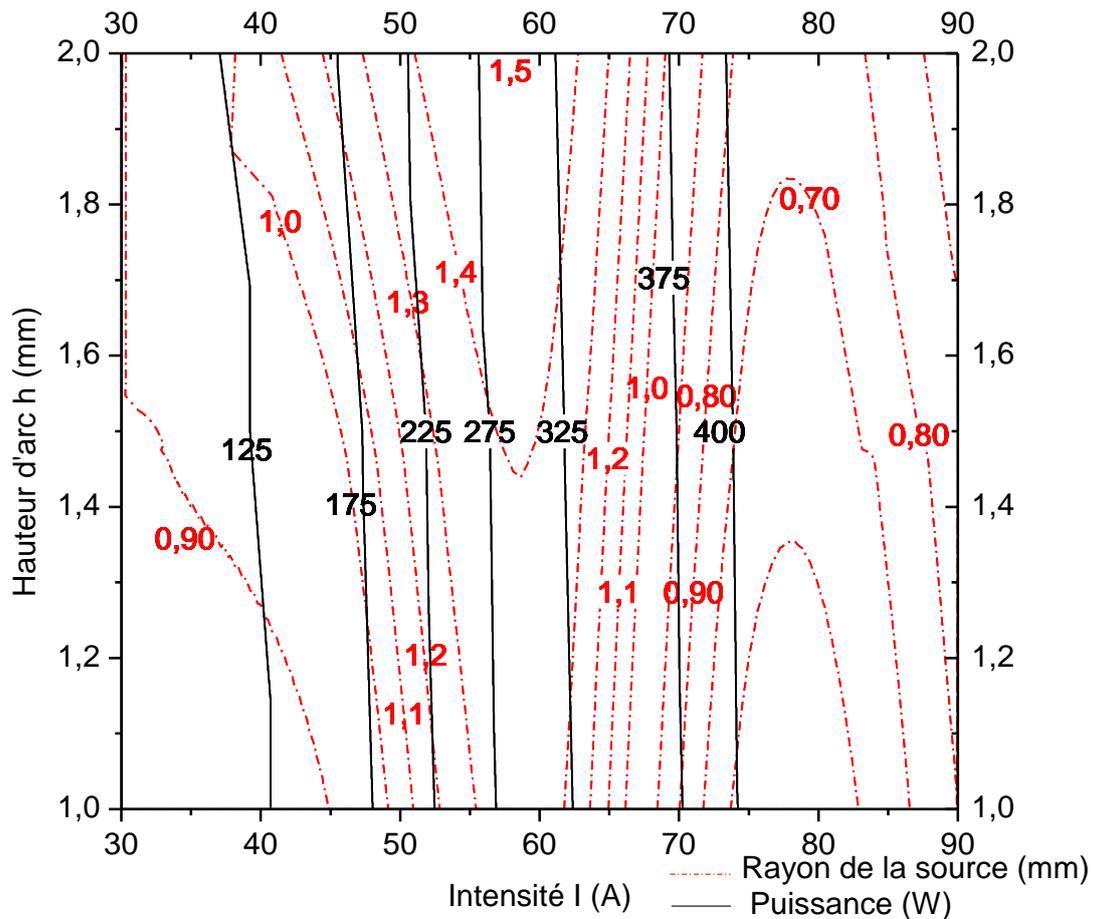


Figure 3-24, Cartographie corrigée liant les paramètres opératoires I, h aux paramètres numériques P et R,  $\varepsilon = 0,3$

### 3.5.2 VALIDATION DES PARAMETRES DE LA SOURCE

Pour valider la démarche, nous avons réalisé la simulation numérique correspondant aux paramètres de soudage tels que l'intensité est égale à 90 A et la hauteur d'arc à 1 mm ; l'épaisseur de la tôle et la vitesse de déplacement sont respectivement 3 mm et 100 mm/min. On compare les dimensions du bain calculées aux dimensions expérimentales : L= 4,3 mm et l= 2,8 mm (Tableau 3-12).

Tableau 3-12, Validation de la source de chaleur avec prise en compte de la modification d'émissivité

| Paramètres opératoires et numériques                       | Dimensions du bain fondu expérimental (mm) | Dimensions du bain fondu numérique (mm) |
|--|--|---|
| I =90 A ; h = 1 mm ; V = 100 mm/min, P=428 W et R =0, 8 mm | L = 4,3 ; l = 2,8                          | L = 4,3 et l = 2,8                      |

Nous avons effectué des simulations dans diverses configurations (épaisseur de tôle, matériau...). Pour chaque essai, nous avons obtenu des résultats satisfaisants au niveau des dimensions de ZF : les dimensions calculées étaient auparavant moins importantes que les dimensions expérimentales. La modification de l'émissivité a permis de corriger l'erreur faite sur les cinétiques thermiques et

entraîne un élargissement des dimensions de ZF. On se propose alors de vérifier que les résultats obtenus avec  $\varepsilon=0,3$  sont plus proches des dimensions expérimentales (Tableau 3-13).

Tableau 3-13, Validation de la source de chaleur par différents cas tests

| Paramètres opératoires et numériques                          | Dimensions du bain fondu expérimental (mm) | Dimensions du bain fondu numérique (mm) |
|---|--|---|
| <b>Tôle épaisse 3 mm, matériau: KCN22W</b>                    |  |   |
| I =90 A ; h = 1 mm ; V = 100 mm/min, P=428 W et R =0, 8 mm    | L = 4,3 ; l = 2,8                          | L = 4,3 ; l = 2,8                       |
| <b>Tôle épaisse 5 mm, matériau: KCN22W</b>                    |  |   |
| I =60 A ; h = 1,5 mm ; V = 100 mm/min, P=314 W et R =1,42 mm  | L = 3,1 ; e = 1,2                          | L = 3,2 ; e = 1                         |
| I =60 A ; h = 1,5 mm ; V = 150 mm/min, P=314 W et R =1,42 mm  | L = 2,75 ; e = 0,97                        | L = 3,05 ; e = 0,87                     |
| I =90 A ; h = 1,5 mm ; V = 100 mm/min, P=429 W et R =0, 87 mm | L = 3,4 ; e = 2,25                         | L = 3,5 ; e = 2                         |
| I =90 A ; h = 1,5 mm ; V = 150 mm/min, P=429 W et R =0, 87 mm | L = 3,28 ; e = 1,76                        | L = 3,2 ; e = 1,66                      |
| <b>Tôle fine, 1,1 mm, matériau: KCN22W</b>                    |  |   |
| 50 A, H 1,5 mm, V 100 mm/min<br>P = 205 W et R = 1,2 mm       | L = 6,5 ; l=5,9                            | L = 5,7 ; l = 5,6                       |
| 50 A, H 1,5 mm, V 200 mm/min<br>P = 205 W et R = 1,2 mm       | L = 3,72 ; l = 3,4                         | L = 3,35; l = 3,12                      |
| 50 A , H 1,5 mm, V 250 mm/min<br>P = 205 W et R = 1,2 mm      | L = 2,97 ; l = 2,25                        | L = 2,92 ; l = 2,4                      |
| <b>Tôle fine, 1,25 mm, matériau: Inconel 625</b>              |  |   |
| 50 A, H 2 mm, V 100 mm/min<br>P = 220 W et R = 1,37 mm        | L = 7,3 ; l = 7,1                          | L = 6,2 ; l = 6,1                       |

Les résultats obtenus montrent une bonne corrélation des dimensions des zones fondues expérimentales et numériques validant les hypothèses initiales sur la représentativité du chargement thermique, quelles que soient la géométrie de l'éprouvette et la vitesse d'avance. Dans le cas de l'essai sur l'Inconel 625, l'utilisation d'une émissivité égale à 0,3 a permis de se rapprocher convenablement des dimensions expérimentales du bain fondu avec une erreur limitée à 15%. Cette validation offre une grande flexibilité d'utilisation à la source de chaleur que nous avons développée et permet d'anticiper les dimensions d'une zone fondu ainsi que l'évolution du champ thermique à partir des paramètres opératoires de soudage.

### 3.5.3 ANALYSE PHYSIQUE DE LA CORRELATION (P, R)-(I, H)

Les résultats du tableau 3-5 ont déjà été partiellement commentés au paragraphe 3-3. La puissance est une fonction croissante de l'intensité, de même qu'à une intensité constante, le rayon est une fonction croissante de h. Ces commentaires restent valables pour le tableau 3-11. Mais par ailleurs,

on observe sur le tableau 3-11 que globalement, le rayon n'est pas une fonction monotone de l'intensité. C'est ce point là que nous souhaitons approfondir dans ce paragraphe.

Les graphes du rayon R de la source en fonction de l'intensité I sont donnés sur la figure 3-25 pour les 3 hauteurs d'arc 1 mm, 1,5 mm et 2 mm. On constate que R croît tout d'abord entre 30 A et 60 A avant de décroître brutalement entre 60 et 75 A. Le rayon augmente ensuite de nouveau entre 75 A et 90 A. Nous expliquons ce phénomène en partant de l'hypothèse que le rayon de la source de chaleur est corrélé physiquement avec la surface d'apport de chaleur par l'arc. Cette surface d'apport de chaleur résulte de la compétition entre deux phénomènes dont nous décrivons le fonctionnement ci-dessous.

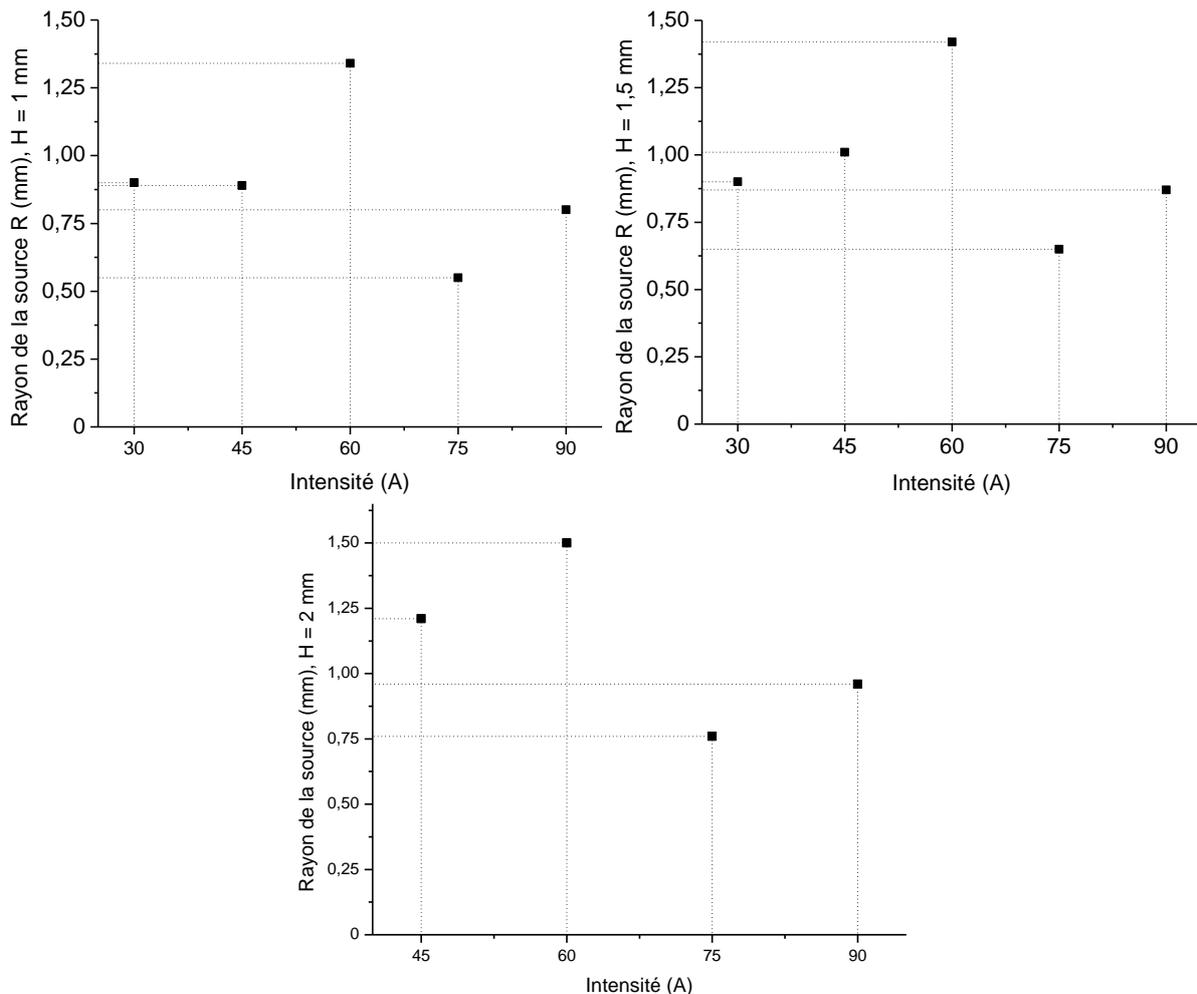


Figure 3-25, Evolution du rayon en fonction de l'intensité pour h = 1 ; 1,5 et 2 mm.

Nous proposons de définir la valeur déterminée pour le rayon par la complémentarité de deux phénomènes, à savoir la taille de l'arc électrique à proprement parler et la position qu'il occupe. On fait l'hypothèse que plus l'intensité de soudage est élevée, plus le rayon propre de l'arc électrique  $R_{arc}$  est élevé et on associe donc ce rayon à une partie dite fixe dépendant de l'intensité imposée (Figure 3-26, a).

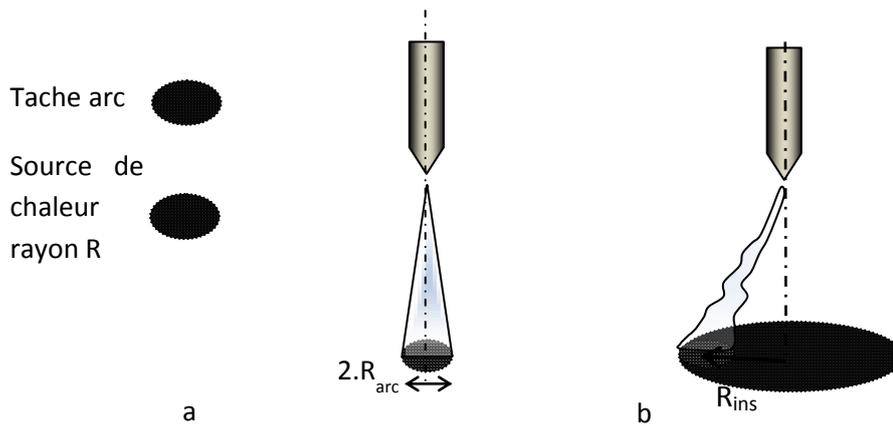


Figure 3-26, Schématisation du rayon propre de l'arc et du mouvement d'instabilité

a : Arc stable et fixe, b : Arc oscillant et instable

De ce fait, l'évolution de  $R_{arc}$  peut être considérée comme une fonction linéaire croissante de la puissance  $P$  et on peut calculer le coefficient directeur  $a$  de la droite  $R_{arc} = a.P$  à partir de deux intensités (par exemple  $I=45$  A et  $I=60$  A) (Equation 3-10).

$$a = \frac{R_{60A} - R_{45A}}{P_{60A} - P_{45A}} \quad 3-10$$

Pour de faibles intensités, lorsque la hauteur d'arc est importante, la stabilité de l'arc est plus précaire (figure 3-26, b). On note  $R_{ins}$  le rayon correspondant à l'écart de positionnement entre centre de l'arc soumis à une instabilité et le centre de l'arc en position « stable ». Cette notion d'instabilité est alors accompagnée de légers déplacements de l'arc électrique, qui oscille autour de sa position centrale, élargissant la zone en contact avec l'arc, qu'on considère circulaire. Le rayon  $R_{ins}$  est considéré comme constant entre 30 A et 60 A, puis décroissant jusqu'à 0 entre 60 A et 75 A. Le rayon  $R_{ins}$  nul à partir de 75 A implique que l'arc est alors parfaitement stable.

La figure 3-27 présente l'évolution des rayons  $R$ ,  $R_{arc}$ , et  $R_{ins}$  en fonction de l'intensité de soudage. On constate que pour chaque hauteur d'arc, la courbe d'évolution du rayon de la source en fonction de l'intensité montre une assez bonne corrélation avec les points numériques. Il faut toutefois souligner que ces explications qualitatives pour justifier la non monotonie du rayon en fonction de l'intensité nécessiteraient des travaux complémentaires spécifiques.

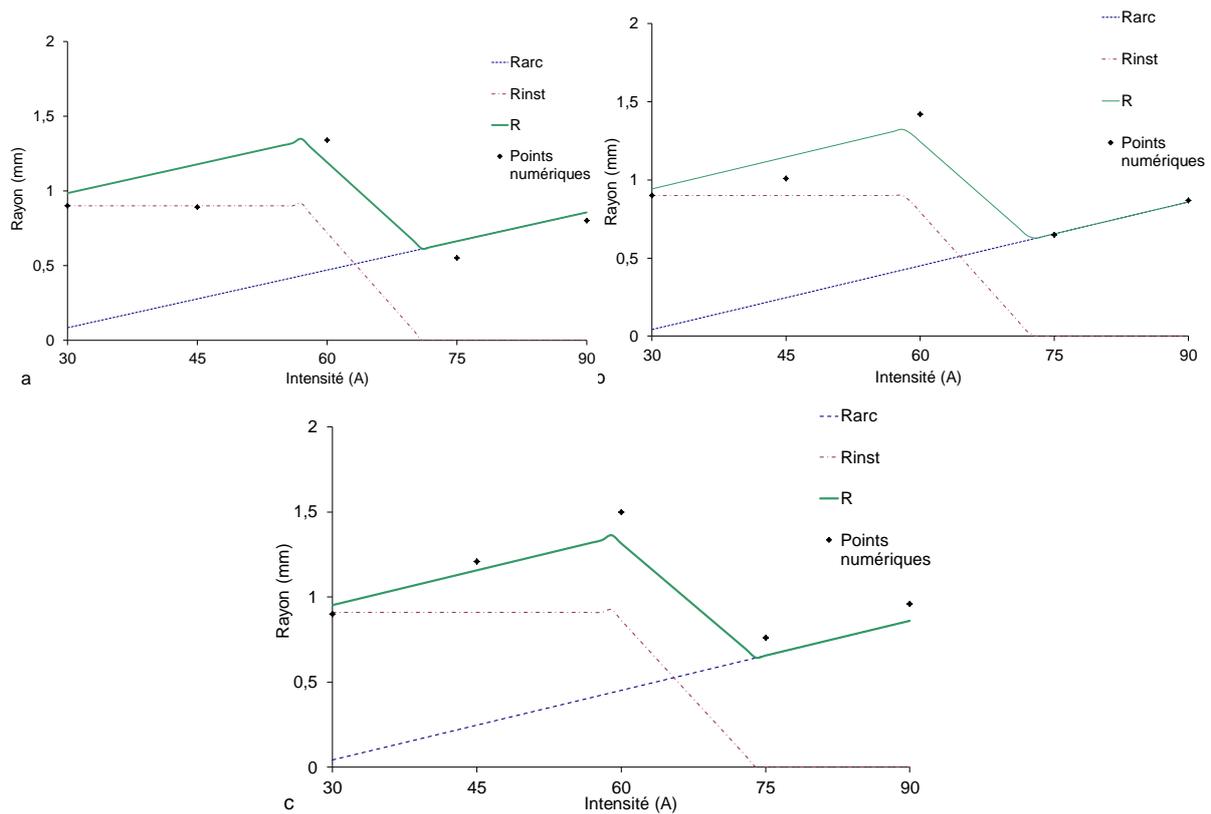


Figure 3-27, Evolution de  $R_{arc}$ ,  $R_{inst}$  et  $R$  en fonction de l'intensité  $I$

a : Hauteur d'arc 1 mm, b : Hauteur d'arc 1,5 mm, c : Hauteur d'arc 2 mm

La puissance imposée dans le modèle numérique correspond à l'énergie absorbée par la pièce au cours du soudage. D'un point de vue expérimental, elle est représentative de la puissance électrique délivrée par l'équipement de soudage, au rendement près. En calculant le rapport entre la puissance numérique et la puissance électrique, on peut identifier le rendement du procédé (figure 3-28).

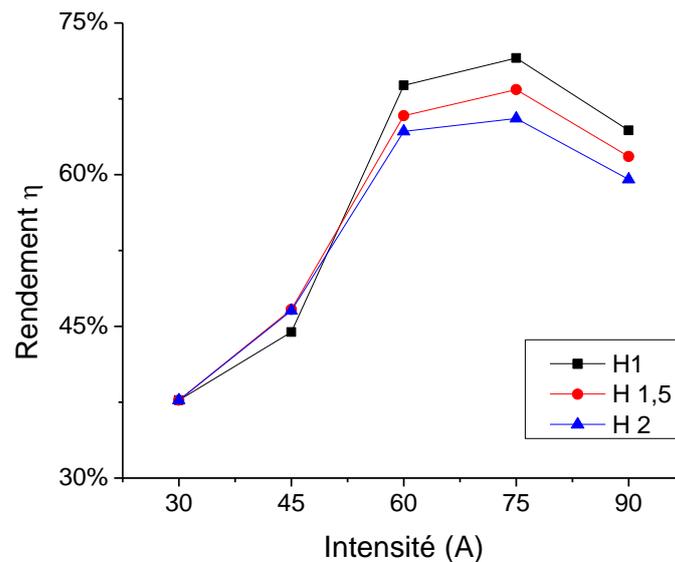


Figure 3-28, Rendement du procédé calculé

La puissance électrique est égale au produit de l'intensité par la tension d'arc déterminée selon la valeur de la hauteur d'arc. Les valeurs du rendement sont cohérentes avec celles que nous avons trouvées dans la littérature et qui concernent les valeurs d'intensité supérieures à 60 A [52]. Pour les intensités plus faibles, il ne semble pas anormal de trouver des rendements plus faibles.

### 3.6 COMPARAISON DES DEUX METHODES UTILISEES POUR DETERMINER LES PARAMETRES DE LA SOURCE DE CHALEUR

Les cartographies donnant les paramètres numériques (P, R) en fonction des paramètres opératoires (I, h) ont été obtenues à partir des tableaux donnant pour chaque point expérimental (I, h). La même méthode a donc été utilisée aussi bien pour le passage du tableau 3-5 à la carte de la figure 3-14 (avec  $\varepsilon = 0,9$ ) que pour le passage du tableau 3-11 à la carte de la figure 3-24 (avec  $\varepsilon = 0,3$ ). En revanche, pour obtenir les tableaux 3-5 et 3-11, deux méthodes différentes ont été utilisées :

- le tableau 3-5 est issu d'une méthode inverse ;
- le tableau 3-11 est issu d'une méthode directe passant par l'utilisation d'une cartographie (L, e ou l) en fonction de (P, R) ;

Dans ce paragraphe, nous comparons les deux méthodes.

#### 3.6.1 RAPPEL DES DEUX DEMARCHES

##### A. METHODE INVERSE

Cette technique, présentée au paragraphe 2-4 se rattache aux techniques d'optimisation puisqu'elle consiste à minimiser l'écart entre les valeurs numériques des tailles de bain de fusion et les valeurs expérimentales correspondantes. Partant d'un jeu de paramètres initiaux ( $P_1, R_1$ ), on simule numériquement le soudage et on relève les dimensions du bain de fusion calculées ( $L_1, e_1$  ou  $l_1$ ). Connaissant la sensibilité des grandeurs mesurées aux variations des paramètres d'entrée et l'écart entre les dimensions numériques et expérimentales, il est possible de proposer un second jeu de paramètres d'entrée ( $P_2, R_2$ ). Le processus est ensuite renouvelé jusqu'à obtenir un écart faible sur les dimensions du bain fondu.

Il s'agit bien d'une méthode inverse puisqu'on atteint la solution (P, R) correspondant à un essai expérimental particulier réalisé avec un couple (P, R) connu après avoir itéré. Le tableau 3-5 a été établi, pour la valeur d'émissivité  $\varepsilon=0,9$ , en utilisant cette méthode.

##### B. METHODE DIRECTE

Pour la valeur d'émissivité  $\varepsilon=0,3$ , nous avons choisi de tester une autre méthode. On balaye le domaine numérique (P, R) en utilisant les plages  $150 \text{ W} \leq P \leq 500 \text{ W}$  et  $0,7 \text{ mm} \leq R \leq 1,6 \text{ mm}$ . Pour chaque couple (P, R), on mesure les dimensions de la ZF. A partir de cet ensemble de résultats, il est alors possible de tracer une cartographie (figure 3-22) donnant les dimensions du bain (L, e et l) en fonction des paramètres d'entrée (P, R). En plaçant chacun des points expérimentaux issus du tableau 2-4 sur cette cartographie on peut déterminer le couple de paramètres (P, R) correspondant. Il s'agit ici d'une méthode directe car on utilise une cartographie intermédiaire (L, e et l) en fonction de (P, R) pour obtenir une corrélation entre (I, h) et (P, R).

### 3.6.2 COMPARAISON DES DEUX METHODES

Pour chacune des deux méthodes nous listons successivement les points faibles et les avantages nous permettant de statuer sur le choix de l'une ou de l'autre.

#### A. METHODE INVERSE

On détaille dans un premier temps les inconvénients que présente l'utilisation de cette méthode.

- La méthode itérative nécessite au préalable une étude de sensibilité des dimensions du bain aux paramètres d'entrée.
- Telle que nous l'avons appliquée, la méthode n'est pas optimisée : dans un souci de répétitivité, la sensibilité des dimensions de bain aux variations de (P, R) n'a pas été actualisée après chaque itération (figure 3-29). De ce fait, il est vraisemblablement possible d'améliorer la convergence de notre méthode et ainsi diminuer le nombre de calculs effectués qui est d'environ 45 pour une valeur d'émissivité  $\varepsilon=0,9$

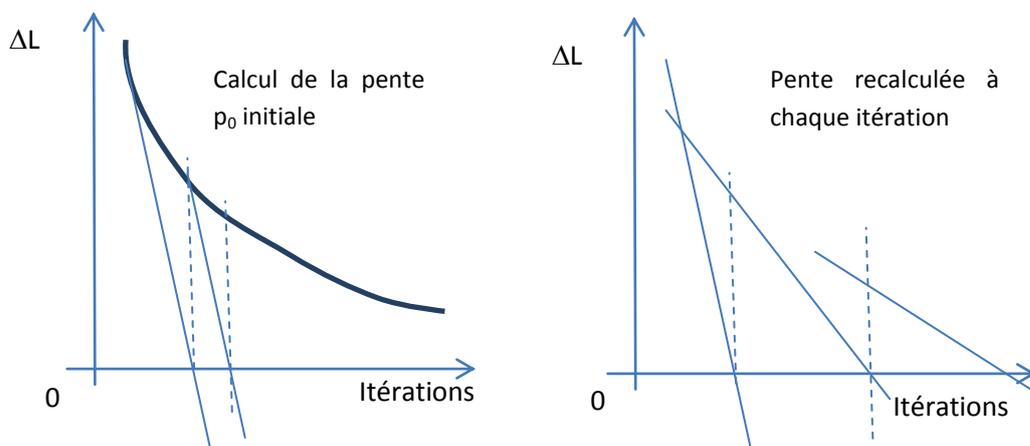


Figure 3-29 , Amélioration de la convergence de la méthode itérative ( exemple de la largeur endroit L)

En revanche, l'utilisation de cette méthode présente divers avantages :

Il faut souligner que la correspondance entre les paramètres numériques et les paramètres opératoires est précise : pour affiner cette précision, il suffit d'affiner le critère de convergence et donc d'augmenter le nombre d'itérations.

#### B. METHODE DIRECTE

La méthode directe présente un caractère plus intuitif que la précédente. De plus, le nombre de simulations à effectuer a été moins important (32 simulations, correspondant à 8 niveaux de puissance P et 4 niveaux de rayon de la source R).

En revanche, un certain nombre d'inconvénients sont à noter :

- Pour établir la cartographie intermédiaire (L, e et I) en fonction de (P, R), il faut disposer d'un nombre de simulations numériques suffisant, toutes relatives à une même géométrie et à une même procédure. A titre d'exemple, il n'a pas été possible de traiter avec cette méthode le cas particulier de l'intensité  $I= 30$  A puisque la vitesse de déplacement de la torche était de

50 mm/min au lieu de 100 mm/min pour les autres points de la cartographie. Dans ce cas, la solution pour utiliser la méthode indirecte consisterait à mettre en place une cartographie similaire à la figure 3-23, réalisée avec des calculs pour une vitesse de torche de 50 mm/min. Nous avons préféré, pour déterminer ce seul point utiliser la méthode inverse.

- La cartographie intermédiaire 3-23 a été tracée en utilisant des couples (P, R) ne correspondant pas particulièrement à des cas opératoires identifiés. Par exemple le cas opératoire pour lequel  $I = 90\text{A}$  et  $h = 1\text{ mm}$  et où on mesure  $L = 4,3\text{ mm}$  et  $l = 2,8\text{ mm}$  ne correspond à aucun des points d'essais. La détermination des paramètres  $P = 428\text{ W}$  et  $R = 0,8\text{ mm}$  résulte dans ce cas d'une interpolation des grandeurs L et l données par les points d'essais ( $P_a = 400\text{W}$ ,  $R_a = 0,71\text{ mm}$ ), ( $P_b = 450\text{W}$ ,  $R_b = 0,71\text{ mm}$ ), ( $P_c = 400\text{W}$ ,  $R_c = 1,01\text{ mm}$ ) et ( $P_d = 450\text{W}$ ,  $R_d = 1,01\text{ mm}$ ), et non d'une détermination exacte. Par ailleurs, pour minimiser le nombre de calculs, il est nécessaire d'anticiper la plage de variation des paramètres (P, R). Dans certains cas, si la plage est trop restreinte, il est nécessaire de réaliser des calculs complémentaires, ou d'extrapoler sur la cartographie ce qui est plus critique.
- La cartographie intermédiaire implique, pour un tracé régulier, un domaine rectangulaire. Les couples (P, R) correspondant aux points expérimentaux sont identifiés dans une zone de petite taille rendant inutiles certains calculs.

### 3.6.3 BILAN

La comparaison des méthodes n'a pas permis de mettre en évidence de différences significatives. Si la méthode directe itérative est exacte, la méthode indirecte semble suffisamment précise : un contrôle a permis de vérifier que les paramètres (P, R) obtenus avec cette seconde méthode pour  $I = 90\text{ A}$  et  $h = 1\text{ mm}$  étaient justes en dépit des étapes de traitement supplémentaire (Cartographie intermédiaire et interpolation).

Nous en concluons qu'il est possible d'utiliser indifféremment les deux méthodes, en tenant compte toutefois des différents points critiques pour la méthode indirecte : nombre d'essais suffisant pour avoir une définition correcte de la cartographie, réalisés avec des paramètres identiques et dans une zone englobant les couples (P, R) expérimentaux.

Pour la méthode directe itérative, il faut souligner que la démarche peut s'étendre à des études complémentaires. Par exemple, l'influence du débit d'argon, de l'acuité de l'électrode ou d'autres paramètres quantifiables peuvent être analysés comme perturbations du champ des solutions. Ainsi, quelques essais expérimentaux, associés à des simulations numériques permettront de déterminer la sensibilité de (P, R) à la variation de ces paramètres. Cette démarche a par exemple été utilisée pour prendre en compte l'influence du coefficient d'anisotropie dans le bain de fusion.

## 3.7 CONCLUSION

Nous avons développé une source de chaleur simple représentative de l'apport de chaleur de l'arc TIG. Les paramètres d'entrée de la source de chaleur (P, R) sont liés aux paramètres opératoires (I, h) et permettent de reproduire le champ thermique observé par une pièce au cours du soudage, à partir des paramètres opératoires. La mise en place des relations entre les paramètres (I, h) et (P, R) a été effectuée par corrélation de dimensions de zones fondues obtenues pour des cas expérimentaux et numériques similaires.

Des difficultés ont été rencontrées au cours du développement de la source : le non respect des critères de qualité de la simulation thermique présentés au chapitre 1 nous a conduit à réviser nos hypothèses initiales. Les premières simulations effectuées avec une conductivité thermique en phase liquide isotrope n'ont pas permis de représenter les géométries de bains de fusion pour les cas pénétrants. L'introduction d'un coefficient d'anisotropie favorisant les transferts thermiques dans la direction du flux de chaleur (perpendiculaire à la surface à souder) a été nécessaire pour pouvoir représenter les géométries des ZF pénétrantes.

Si les validations expérimentales ont confirmé le caractère prédictif de la source de chaleur concernant les dimensions du cordon, elles ont également mis en évidence une mauvaise représentation de l'évolution du champ thermique : l'émissivité était trop importante dans le modèle numérique, augmentant ainsi les pertes de chaleur par rayonnement et les cinétiques de refroidissement. Le choix d'une émissivité égale à 0,3 nous a permis, après reconstruction des relations entre les paramètres opératoires et numériques, de valider le caractère prédictif de la source de chaleur du point de vue dimensionnel (bain de fusion) et du point de vue des cinétiques thermiques.

La source de chaleur a été développée puis reconstruite en utilisant deux méthodes qu'il est possible d'utiliser indifféremment l'une de l'autre en fonction des besoins (bonne précision pour la méthode itérative ou nombre de calculs plus faible pour la méthode indirecte).

La source de chaleur que nous avons développée a bien été validée sur des lignes de fusion en pleine tôle, mais la majorité des applications des soudures à Turboméca concerne des assemblages avec métal d'apport. La modélisation du procédé nécessite alors une étude complémentaire qu'on se propose d'aborder dans le chapitre qui va suivre.

---

## CHAPITRE 4 : ASSEMBLAGE AVEC METAL D'APPORT

---

|   |            |
|---|------------|
| <b>4.1. RESISTANCE THERMIQUE DE CONTACT.....</b>                        | <b>96</b>  |
| 4.1.2. Présentation de la problématique.....                            | 96         |
| 4.1.3. Etude numérique de la RTC .....                                  | 97         |
| 4.1.4. Détermination expérimentale de la RTC .....                      | 98         |
| 4.1.5. Conclusion sur la RTC .....                                      | 100        |
| <b>4.2. SOUDAGE AVEC METAL D'APPORT .....</b>                           | <b>101</b> |
| 4.2.1. Généralités sur l'assemblage avec métal d'apport .....           | 101        |
| 4.2.2. Méthodes de modélisation de l'apport de métal .....              | 102        |
| 4.2.3. Etude expérimentale .....  | 105        |
| 4.2.4. Simulation numérique du rechargement .....                       | 107        |
| 4.2.5. Analyse critique des résultats numériques et expérimentaux ..... | 111        |
| <b>4.3. CONCLUSION .....</b>  | <b>115</b> |

Les développements réalisés et présentés dans les chapitres précédents ont permis de mettre en place une source de chaleur simple et prédictive applicable dans le cadre du soudage TIG. Toutefois, les cas tests présentés traitent tous de simples lignes de fusion. Le but de ce chapitre est d'aborder le cas des assemblages. Pour cela, on considère deux phénomènes impliqués dans l'assemblage : la résistance thermique entre deux pièces et l'utilisation de métal d'apport.

#### 4.1. RESISTANCE THERMIQUE DE CONTACT

Dans les chapitres 2 et 3, les cas d'études concernaient la fusion sur une plaque dans des conditions symétriques. Dans le cas d'un assemblage, il est nécessaire de prendre en compte la discontinuité liée à la zone de contact. Sur le plan thermique il faut distinguer deux configurations :

- S'il y a symétrie, alors le flux à travers le plan de joint est nul : quelle que soit la résistance thermique de contact, le champ thermique est symétrique et les isothermes sont continues. La résistance thermique de contact n'a aucun effet sur le comportement thermique.
- S'il n'y a pas symétrie (géométrie, assemblage hétérogène, décentrage de la torche par rapport au plan de joint) cela implique un transfert de chaleur à travers le plan de joint et par conséquent la résistance thermique de contact peut jouer un rôle.

Dans ce paragraphe, on se propose de prendre en compte la résistance thermique de contact et d'estimer ses effets sur l'évolution thermique de la pièce au cours du soudage.

##### 4.1.2. PRESENTATION DE LA PROBLEMATIQUE

Lorsque deux tôles sont assemblées, les surfaces de contact ne sont pas parfaitement coïncidentes. Les imperfections d'usinage et les rugosités des pièces conduisent à un contact imparfait, réparti sur des points de contact isolés par des poches gazeuses dont la nature est définie par l'environnement (Figure 4-1). Bowden et Tabor précisent que la surface réelle de contact dans ce cas est proche de 1 à 2% de la surface nominale [60].

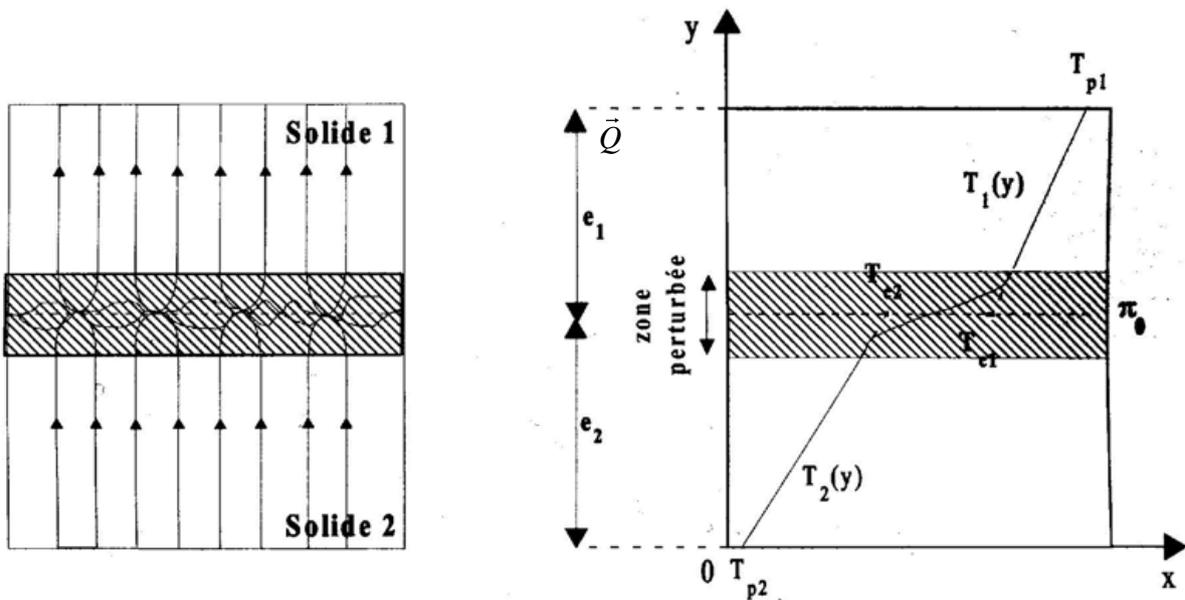


Figure 4-1, Définition de la résistance de contact thermique de contact entre deux solides en régime permanent et contact statique [61]

Le flux de chaleur  $Q$  est alors transmis d'un milieu à l'autre suivant plusieurs phénomènes. Aux points de contact, le flux de chaleur est transmis uniquement par conduction. On peut observer au voisinage de ces contacts une constriction des lignes de flux qui est responsable de la résistance thermique de contact. Lorsqu'il existe un fluide interstitiel, la chaleur est également conduite grâce d'une part à la conductivité thermique propre du gaz, mais également par le rayonnement des surfaces interstitielles entre elles et par convection naturelle dans les cavités [62]. Toutefois, Misra et Nagaraju [63] soulignent que les transferts de chaleur par convection peuvent être négligés. Dans le cas où l'assemblage est réalisé sous vide, le transfert de chaleur dans les cavités se fait uniquement par rayonnement.

Ces imperfections de contact induisent une perturbation des transferts thermiques à l'interface entre les deux tôles qui se traduit par une discontinuité de la température au niveau du contact (Figure 4-1). On parle alors de résistance thermique de contact, notée RTC et définie par [64] :

$$RTC = \frac{T_{c1} - T_{c2}}{\varphi_1} \quad 4-1$$

où  $\varphi_1$  est le flux à l'interface et  $T_{c1}$  et  $T_{c2}$  sont les températures fictives aux surfaces de contact, obtenues par extrapolation du champ thermique non perturbé, et qui sont calculées par la relation suivante :

$$T_{ci} = T_{pi} + \varphi_i \frac{e_i}{\lambda_i} \quad 4-2$$

où  $T_{p1}$  et  $T_{p2}$  sont les températures aux surfaces extérieures du domaine (figure 4-1),  $e_i$  et  $\lambda_i$  correspondent respectivement aux épaisseurs perturbées et conductivités thermiques du milieu  $i$  ( $i=1$  ou  $2$ ) (Figure 4-1). La valeur de cette résistance thermique de contact est une fonction de la température et de la pression de contact [65]. Wahid précise également qu'une augmentation de l'effort de contact permet de diminuer la résistance thermique de contact [62].

Au cours d'une opération de soudage, la résistance thermique de contact s'annule dès lors que le cordon est formé ; en effet, après la fusion du matériau, l'interface a disparu et la continuité métallurgique donc thermique de la matière est assurée.

#### 4.1.3. ETUDE NUMERIQUE DE LA RTC

Le phénomène de résistance thermique de contact est principalement étudié lors de travaux sur le soudage par points ou la fonderie [66]. Dans le cadre du soudage par points, Khan et al estiment que la conductance thermique de contact (l'inverse de la RTC) est comprise entre  $4 \cdot 10^4$  et  $4 \cdot 10^5 \text{ W} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{K}^{-1}$  [67]. Srikunwong précise dans son état de l'art que cette grandeur est très peu prise en compte dans les modèles numériques [61].

##### A. MODELISATION DU CONTACT AU COURS DU SOUDAGE

Dans le code de calcul ANSYS, le contact thermique entre les deux tôles assemblées est modélisé par l'utilisation d'éléments CONTA174 et TARGET 170 (Annexe 3). Lorsque la fusion intervient, le contact thermique dans la zone fondue est redéfini et la résistance s'annule. Cette modification des

propriétés du contact nécessite la redéfinition complète du contact thermique pour chaque pas d'avance de la torche.

#### B. ETUDE NUMERIQUE DE L'INFLUENCE DE LA RTC SUR LE CHAMP THERMIQUE

Le cas dissymétrique que nous avons choisi d'étudier correspond au décalage de la trajectoire de la torche par rapport au plan de joint. Une simulation numérique d'une ligne de fusion a donc été réalisée. Dans ce modèle, on prend arbitrairement une RTC forte de  $10^{-3} \text{ m}^2 \cdot \text{K} \cdot \text{W}^{-1}$  avant fusion [65] et nulle (en réalité  $10^{-7} \text{ m}^2 \cdot \text{K} \cdot \text{W}^{-1}$  pour raison numérique) après fusion. On constate bien dans ce cas extrême un décalage des isothermes au niveau du joint avant le passage de la torche (figure 4-2).

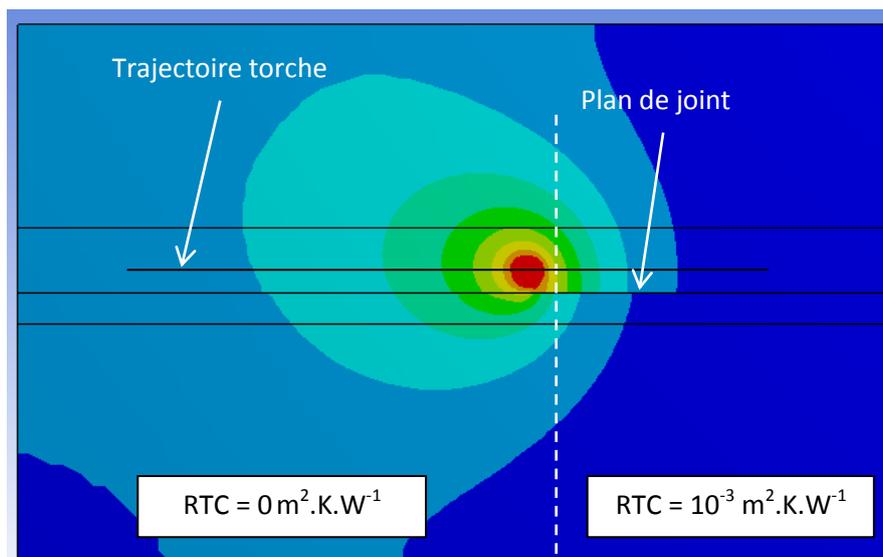


Figure 4-2, Influence de la RTC sur le champ thermique lorsque la soudure est décalée du plan de joint

#### 4.1.4. DETERMINATION EXPERIMENTALE DE LA RTC

La RTC est couramment mesurée à partir du champ thermique [62]. Pour mesurer les températures, nous avons utilisé une peinture thermosensible [68, 69] (figure 4.3). Ce type de peinture change de teinte au fur et à mesure que sa température croît. Dans notre cas, les températures correspondant aux changements de teinte sont : 200°C, 240°C, 280°C et 570°C. On obtient ainsi la cartographie du champ de températures maximales vu par la pièce au cours du temps (figure 4-3). Il est important de noter que ces peintures sont habituellement utilisées pour des chargements thermiques stables dans le temps (plusieurs minutes). Aussi, nous avons réalisé un étalonnage pour le temps le plus court possible, soit une minute. Il faut toutefois noter que ce temps reste important comparé aux cinétiques de chauffe et de refroidissement vues par les pièces.



Figure 4-3, Exemples de relevés de température obtenus sur des éprouvettes chauffées par le centre [69]

Deux essais de soudure ont été réalisés sur des tôles d'épaisseur 1,25 mm en Inconel 625. Pour chacun des assemblages, le cordon de soudure est décalé par rapport aux plans de joints respectivement de 3 et 1 mm (figure 4-4). Lorsque la torche est décalée de 3 mm, il n'y a pas fusion du joint, l'effet de la RTC est sensible et il sera possible d'en identifier la valeur. Avec un décalage d'un millimètre, on se rapproche d'une configuration de soudage, il y a fusion du joint et la discontinuité du champ de température maximal est peu apparente.

La peinture thermosensible a été déposée sur la face envers des tôles. Pour ces essais, l'intensité est égale à 50 A et la hauteur d'arc à 1,5 mm. Le déplacement de la torche est effectué avec une vitesse de 100 mm/min. Sur la plaque 1, la carte de températures observée est perturbée par la présence de la zone de contact : la discontinuité est visible en haut et en bas du cordon (figure 4-4 a), traduisant l'effet significatif d'une RTC. En revanche, on observe sur la plaque 2 que les isothermes sont presque symétriques par rapport au cordon de soudure, traduisant un effet faible de la RTC.

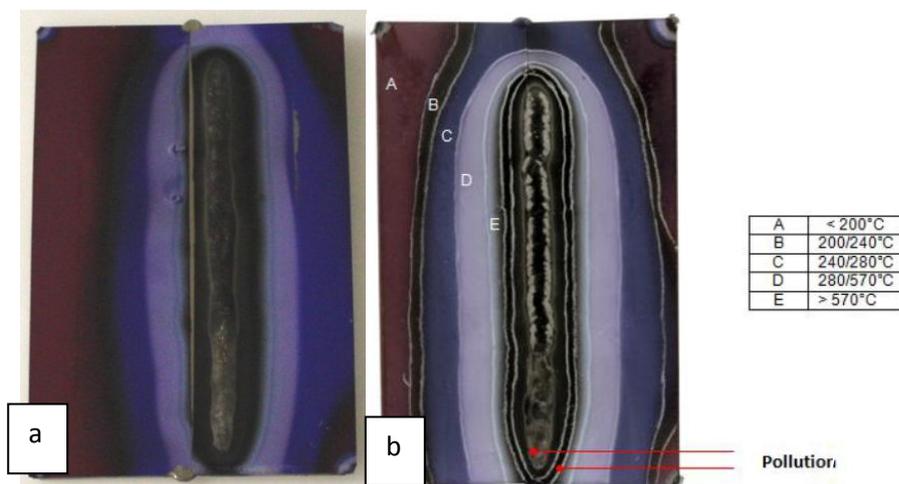


Figure 4-4, Cartographies de températures observées après soudures en décalé du plan de joint  
a : plaque 1 (écart au plan de joint 3 mm), b : plaque 2 (écart au plan de joint 1 mm)

Pour estimer la valeur de la résistance thermique de contact, nous avons simulé l'assemblage de la plaque 1. Par itérations successives, nous avons identifié la valeur  $5.10^{-4} \text{ m}^2.K.W^{-1}$  comme étant la valeur de RTC qui permet de retrouver des isothermes identiques à celles obtenues

expérimentalement : sur la figure 4-5 nous avons représenté les zones de températures obtenues numériquement et nous constatons que les frontières de ces zones sont en bonne adéquation avec les isothermes correspondant aux températures de changement de teinte de la peinture thermosensible. Il faut noter que cette valeur est d'autant plus élevée qu'au cours du soudage, la dilatation différentielle a entraîné la rupture du pointage et donc une forte majoration du jeu. Sur la plaque 2, la discontinuité des isothermes est très faible, ce qui correspond à une RTC plus faible (le pointage est resté efficace tout au long du processus) que dans le cas précédent. Cela peut être associé à une configuration quasi-symétrique.

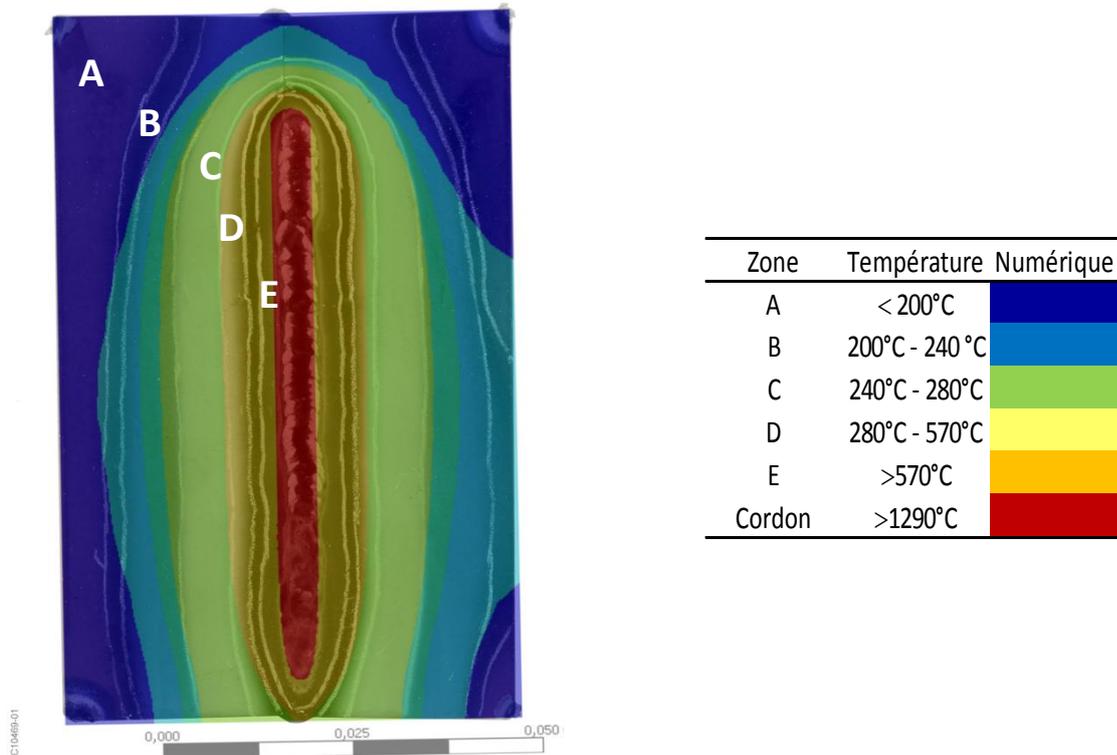


Figure 4-5, Corrélation expérimental / numérique

#### 4.1.5. CONCLUSION SUR LA RTC

Dans un cas purement théorique, nous avons montré qu'une RTC forte peut entraîner des discontinuités dans une configuration dissymétrique. En revanche, l'application d'une RTC cohérente avec les conditions de préparation des surfaces pour le soudage TIG (Usinage, découpe laser, pointage) minimise fortement les discontinuités des isothermes, même dans des cas dissymétriques. Ceci peut s'expliquer assez simplement dans la mesure où les seuls transferts à travers le plan de joint se font dans le voisinage amont à proximité immédiate de la source de chaleur : à distance et en amont, les gradients thermiques sont faibles ou inexistant, par conséquent, la RTC est sans effet et en aval la RTC est nulle. Dans la suite de l'étude, la RTC sera donc prise égale à 0.

## 4.2. SOUDAGE AVEC METAL D'APPORT

La source de chaleur a jusqu'à maintenant été validée sur des cas de fusion en pleine tôle et dans un cas d'assemblage sans métal d'apport (Cf. § 3.4.3). A Turbomeca, de nombreux cordons de soudures sont effectués en utilisant du métal d'apport (MA). Pour une simulation thermique du soudage satisfaisante, il est nécessaire de pouvoir traiter l'ajout de matière. Dans cette partie, on étudie l'apport de métal expérimentalement et numériquement.

### 4.2.1. GENERALITES SUR L'ASSEMBLAGE AVEC METAL D'APPORT

#### A. UTILISATION DU METAL D'APPORT

Le métal d'apport est fréquemment utilisé pour l'assemblage ou le rechargement de pièces. Un assemblage effectué sans MA peut favoriser l'apparition de manques d'épaisseur, nuisant à la résistance mécanique de la soudure : cette configuration est proscrite dans le cas de soudures sur pièces aéronautiques (Figure 4-6).



Figure 4-6, Manque d'épaisseur [70]

L'ajout de matière au cours du soudage a pour but d'obtenir après soudure une géométrie de ZF ne présentant pas d'effondrement. Une surépaisseur  $e_s$  (ou  $R$  dans la norme) est alors souvent constatée face endroit (Figure 4-7). Le cordon de soudure doit alors satisfaire divers critères géométriques présentés dans la norme NFL 06-394 (figure 4-7, a). Les surépaisseurs  $R$  et  $r$  sont liées aux dimensions de la zone fondue. Concernant les soudures réalisées à Turbomeca, l'ordre de grandeur de ces surépaisseurs est faible, environ 0,2 mm.

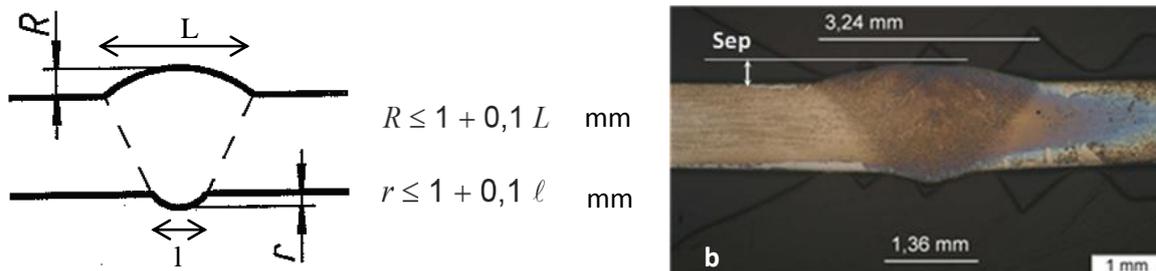


Figure 4-7, a : Critère d'acceptation de la géométrie (surépaisseurs du cordon) pour un soudage en bout à bout, alliages de Nickel [70], b : Exemple de surépaisseur observée (Tôle IN625,  $I = 50A$ ,  $h = 1,5$  mm,  $V = 200$  m/min,  $V_{fil} = 300$  mm/min)

Dans le cas d'un soudage automatisé, le métal d'apport est amené à vitesse constante devant le bain de fusion par une bobine rotative. Dans le cas d'un soudage manuel, le débit de métal d'apport, conditionné sous forme de baguette est réglé par le soudeur.

## B. INFLUENCE DU METAL D'APPORT SUR LE COMPORTEMENT THERMIQUE

Au cours d'une opération de soudage avec MA, la matière ajoutée est absorbée dans le bain de fusion, modifiant, dans le cas d'une soudure hétérogène, sa composition chimique et ses propriétés thermiques. Dans le cas d'une soudure homogène, même si les propriétés thermiques ne sont pas impactées, l'ajout d'une masse de métal supplémentaire peut influencer les transferts thermiques. Dans le cas d'un cordon déposé en pleine tôle, en complément de l'énergie nécessaire pour provoquer la chauffe et la fusion du MA, une partie de la chaleur présente dans le métal de base est transmise dans la surépaisseur du cordon par conduction puis redistribuée dans le métal de base ou dissipée par convection et rayonnement. Les surfaces d'échange avec le milieu extérieur sont légèrement plus importantes que dans une configuration sans métal d'apport.

### 4.2.2. METHODES DE MODELISATION DE L'APPORT DE METAL

#### A. DEFINITION DU CORDON

La géométrie du cordon résulte de phénomènes physiques complexes faisant intervenir la thermique, la mécanique des fluides... Notre objectif n'est pas de prédire la géométrie du cordon de soudure mais de définir un modèle permettant de prendre en compte le dépôt de métal dans la simulation du procédé de soudage. Une approche classiquement utilisée consiste à supposer que le cordon a une forme simple préalablement définie et dont les dimensions dépendent de la quantité de métal déposé sur la tôle  $V_{cord}$ , égale au volume de fil amené,  $V_{fil}$  (figure 4-8). En considérant une section parallélépipédique  $S_{MA}$  du cordon de soudure (Relation 4-3), on peut alors écrire :

$$V_{fil} = \pi \cdot \left( \frac{\varnothing_{fil}^2}{4} \right) \cdot v_{fil} = V_{cord} = S_{MA} \cdot v_T \quad \text{avec } S_{MA} = e_s \cdot L_c \quad 4-3$$

Avec  $v_T$  la vitesse de déplacement de la torche et  $v_{fil}$  la vitesse du fil d'alimentation du métal d'apport. Si  $e_s$  est fixé ( par une norme ou des règles métiers), on peut déterminer la valeur de la largeur du bain de fusion (avec métal d'apport)  $L_c$  :

$$L_c = \frac{\pi \cdot \varnothing_{fil}^2 \cdot v_{fil}}{4 \cdot e_s \cdot v_T} \quad 4-4$$

Dans le cas où  $L_c$  est connu, on peut calculer  $e_s$  mais le modèle numérique ne peut, de fait, être prédictif. Cette méthode doit permettre de simuler l'ajout de matière en préservant le bilan calorimétrique.

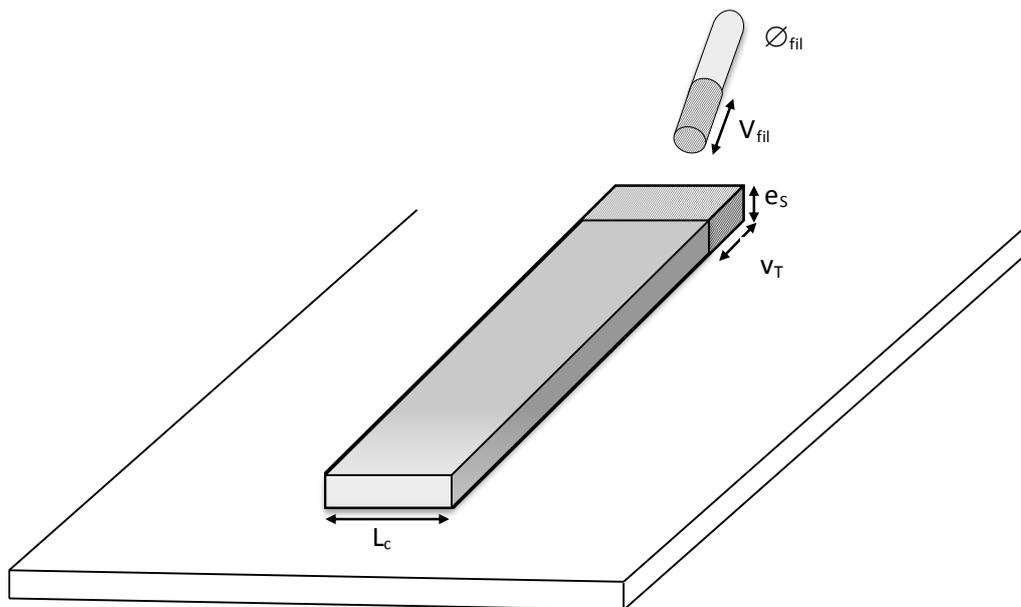


Figure 4-8, Volumes de matières fondue et déposée

### B. MODELISATION DU CORDON

Pour modéliser le dépôt de matière, une technique consiste à ajouter des éléments au maillage de la pièce. Cette technique peut être déclinée en plusieurs variantes. Dans la méthode « quiet » element, tous les éléments correspondant à l'ensemble du cordon de soudure sont présents dans le maillage initial de la pièce. Tant que les éléments ne sont pas atteints par la source, ils restent fictifs grâce à l'attribution de propriétés thermiques adéquates (faible conductivité thermique) qui permettent de ne pas perturber le comportement thermique du soudage [6]. Lorsque la température de ces éléments dépasse un seuil, couramment la température de fusion, les propriétés du matériau sont alors attribuées aux éléments.

Dans la méthode « birth/death » les éléments correspondant au dépôt de métal sont présents initialement mais ne sont pas assemblés avec le maillage de la pièce étudiée. L'apport de matière est modélisé par l'activation de ces éléments au fur et à mesure de l'avancée de la source.

Quelle que soit la technique, le front métal/air environnant peut être localisé à l'aide d'une méthode classique de suivi d'interface parmi lesquelles on peut citer la méthode VOF ou la méthode Level Set [71, 72].

### C. METHODE ALTERNATIVE

Dans notre étude, nous choisissons d'utiliser une méthode alternative à celles présentées qui ne nécessite pas de faire des hypothèses quant à la géométrie du cordon ou de résoudre l'équation d'advection pour déterminer la position du front de l'interface métal / air. De plus, les géométries de cordon généralement modélisées présentent, pour des raisons pratiques, des formes anguleuses, ne traduisant pas la réalité des géométries moins marquées des cordons expérimentaux. Ces hypothèses, si elles permettent de représenter l'apport de matière du point de vue thermique, peuvent induire lors du traitement mécanique des concentrations de contraintes au niveau des

angles du cordon et elles nécessitent d'anticiper les dimensions du cordon de soudure (Figure 4-10). Il nous a donc paru intéressant de proposer une méthode simplifiée de prise en compte du métal d'apport facile à implémenter dans notre modèle.

D'un point de vue thermique, l'apport de matière modifie principalement le bilan calorimétrique du fait de l'énergie thermique liée aux changements de température, à la fusion et à la solidification du métal d'apport. Les quantités de chaleur dépendent d'une part de la chaleur spécifique et de la chaleur latente de fusion du métal d'apport et d'autre part du volume déposé. La quantité de métal dépend du débit qui est fixé par des règles métier. Nous choisissons donc de ne pas modéliser la géométrie du cordon de soudure et de prendre en compte l'ajout de matière dans le bilan calorimétrique par une modification des propriétés thermiques du métal de base (figure 4-9).

Pour intégrer l'impact de l'ajout de matière dans un volume de métal de base, la prise en compte des quantités de chaleur liées aux variations de températures et aux changements d'états peut être réalisée par une modification de la chaleur massique ou de la masse volumique du matériau.

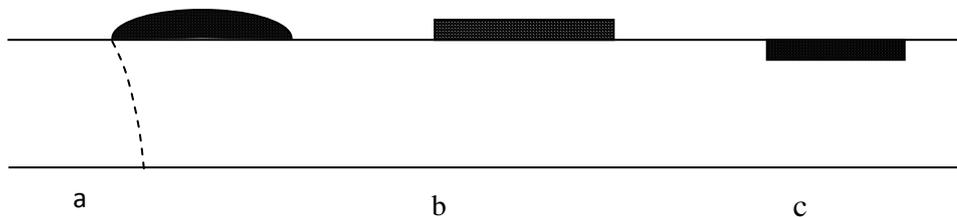


Figure 4-9, Représentation schématique du métal d'apport dans une modélisation du soudage  
a : cordon expérimental, b : méthode avec prédiction de forme, c : méthode proposée

Pour illustrer notre méthode, nous considérons un cas de soudure homogène dans lequel on attribue artificiellement la masse volumique équivalente  $\rho_{Eq}$  d'un volume défini du métal de base pour représenter l'ajout de matière (figure 4-10) : pour présenter la démarche, nous considérons une coupe du cordon, la section  $S_{MA}$  représente la section du cordon provenant du métal d'apport et la section  $S_{Eq}$  représente la section équivalente sur laquelle la masse volumique est augmentée.

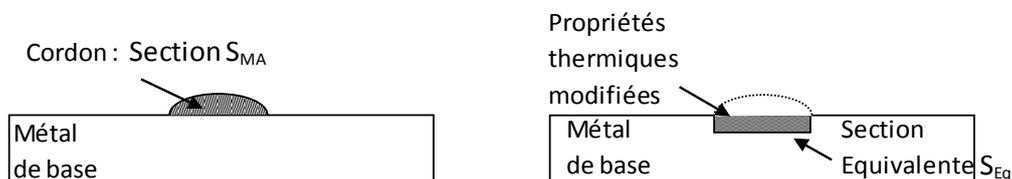


Figure 4-10, Prise en compte thermique de l'ajout de matière

Sur le plan pratique, on impose le changement de masse volumique sur une couche d'éléments situés sous la source de chaleur, ce qui implique une profondeur  $p$  de 0,2 mm (figure 4-11). La largeur de la section équivalente de masse volumique  $\rho_{Eq}$  a pour dimension le diamètre de la source de chaleur augmenté de deux tailles de maille  $m$  (§ 2.2.4).

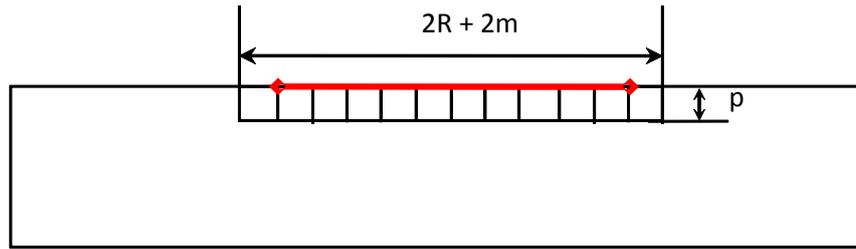


Figure 4-11, Représentation d'une source de chaleur et du volume dans lequel  $\rho$  est modifiée  
La surface équivalente  $S_{eq}$  est alors définie par la relation suivante :

$$S_{eq} = 2 \cdot p \cdot (R + m) \quad 4-5$$

On souhaite intégrer dans cette surface l'effet de l'ajout d'une section de métal d'apport  $S_{MA}$  sur le champ thermique. La quantité de chaleur  $E_{MA}$  nécessaire pour faire varier de  $\Delta T$  la température d'une section  $S_{MA}$  de longueur unitaire est :

$$E_{MA} = \rho \cdot S_{MA} \cdot C_p \cdot \Delta T \quad 4-6$$

sachant que  $S_{MA} = S_{fil} \cdot v_T / v_{fil}$  (cf. relation 4.3), avec  $S_{fil}$  la section du fil de métal d'apport. Il est important de noter que dans notre cas (soudure homogène), la masse volumique  $\rho$  et la chaleur spécifique  $C_p$  du métal d'apport sont identiques à celles du métal de base. On déduit alors la masse volumique  $\rho_{sup}$  permettant d'intégrer la quantité de chaleur  $E_{MA}$  rapportée à la surface équivalente  $S_{eq}$  :

$$\rho_{sup} = \frac{S_{MA}}{S_{eq}} \cdot \rho = \rho \cdot \frac{S_{MA}}{2p \cdot (R + m)} \quad 4-7$$

Au bilan, la masse volumique équivalente  $\rho_{Eq}$  de la surface  $S_{eq}$  est définie par la relation suivante :

$$\rho_{Eq} = \rho + \rho_{sup} = \rho \left( 1 + \frac{S_{MA}}{2p \cdot (R + m)} \right) \quad 4-8$$

Ce choix permet de tenir compte de l'ajout de matière, en vérifiant le bilan calorimétrique et en s'affranchissant des hypothèses géométriques sur la forme du cordon. Il faut toutefois rappeler que cette méthode néglige l'influence de l'augmentation de section du cordon sur les flux conductifs.

#### 4.2.3. ÉTUDE EXPERIMENTALE

Pour tester notre méthode de prise en compte du métal d'apport, nous avons pris pour référence trois essais expérimentaux sur des tôles en Inconel 625 de dimensions 60 mm x 80 mm x 1,25 mm, en gardant toujours la même intensité, la même hauteur d'arc et la même vitesse d'avance de la torche. Une fusion sans métal d'apport (essai 1) et deux cordons avec deux débits de métal d'apport (Inconel 625) différents (essais 2 et 3) sont présentés au tableau 4-1.

Tableau 4-1, Paramètres opératoires des essais sans métal d'apport et avec métal d'apport

|  | Essai 1 | Essai 2 | Essai 3 |
|--|---------|---------|---------|
| Intensité (A)                          | 50      | 50      | 50      |
| Hauteur d'arc (mm)                     | 1,5     | 1,5     | 1,5     |
| Vitesse d'avance de la torche (mm/min) | 200     | 200     | 200     |
| Vitesse métal d'apport (mm/min)        |         | 200     | 300     |
| Diamètre du métal d'apport (mm)        |         | 0,8     | 0,8     |

On observe sur la figure 4-12 les différentes géométries de cordons obtenus par analyse métallographique. On constate que l'évolution des dimensions de la ZF en fonction de la quantité de métal d'apport ne semble pas monotone : les dimensions mesurées, lorsque le débit de MA est de 200 mm/min, sont supérieures à une fusion simple sans métal d'apport (figure 4-12, a et b). En revanche, en augmentant le débit jusqu'à une valeur de 300 mm/min, on s'aperçoit que la taille du bain de fusion diminue (figure 4-12, c). Pour étayer ces observations, on mesure pour chaque essai l'aire de la section observée en distinguant, pour les essais 2 et 3 les dimensions de la zone fondue dans le métal de base et les surépaisseurs endroit et envers générées par l'ajout de matière (tableau 4-2).

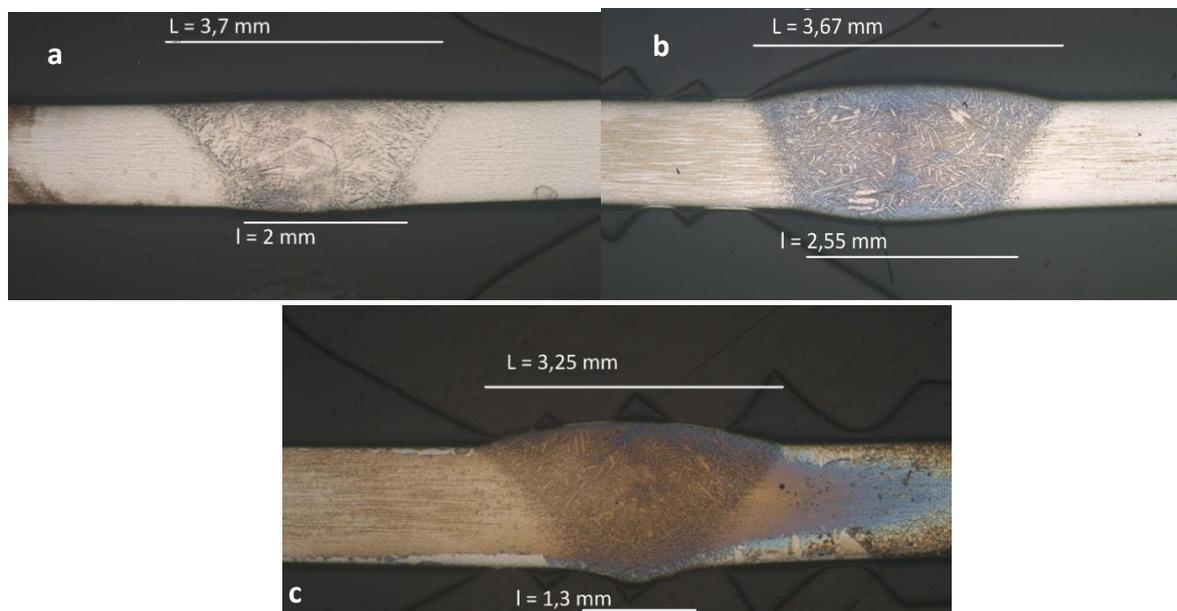


Figure 4-12, Micrographies des bords de fusion observés

a : Essai 1, b : Essai 2, c : Essai 3

On vérifie que, pour une distance unitaire parcourue par la torche, le volume fondu mesuré dans le métal de base augmente lorsque le métal d'apport est amené à 200 mm/min et diminue lorsque le débit est de 300 mm/min comparativement à l'essai sans MA. En mesurant séparément les aires respectives des surépaisseurs endroit  $A_{S_{end}}$  et envers  $A_{S_{env}}$  et de la ZF du métal de base  $A_{ZF}$  (figure 4-

13), on peut en comparant avec l'essai 1 réalisé sans ajout de matière, quantifier le volume de matière déposé pour chaque cordon et comparer ces valeurs avec les valeurs théoriques. On assimile la géométrie de la ZF dans le métal de base à un trapèze, dont la hauteur est l'épaisseur de la tôle. L'aire de la ZF est alors calculée en fonction des largeurs endroit et envers :

$$A_{ZF} = \frac{L+l}{2} \cdot e \quad 4-9$$

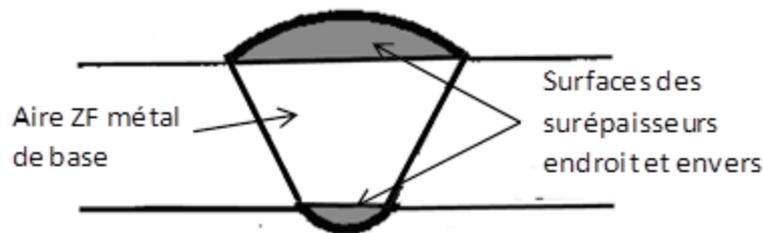


Figure 4-13, Aires mesurées sur les cordons expérimentaux

Pour les essais 2 et 3, les volumes de matière théoriques ajoutés par unité de temps sont respectivement de  $0,5 \text{ mm}^3$  et de  $0,75 \text{ mm}^3$ . On constate que les valeurs de volume de métal d'apport correspondent aux valeurs théoriques (Tableau 4-2). Cela nous permet de dire que dans les cas expérimentaux observés, le volume de métal déposé est réparti sur la surface supérieure et impose un déplacement de matière vers la face envers.

Tableau 4-2, Aire des sections mesurées pour les essais 1, 2 et 3

|                                 | Surface ZF métal de base $A_{ZF}$ ( $\text{mm}^2$ ) | Surépaisseurs                           |  | Total ( $\text{mm}^2$ ) |
|---------------------------------|---|---|--|-------------------------|
|                                 |   | Endroit $A_{S_{end}}$ ( $\text{mm}^2$ ) | Envers $A_{S_{env}}$ ( $\text{mm}^2$ ) |                         |
| Essai 1 (sans MA)               | 3,56  |   |  | 3,56                    |
| Essai 2 (débit MA : 200 mm/min) | 3,88  | 0,4                                     | 0,2                                    | 4,48                    |
| Essai 3 (débit MA : 300 mm/min) | 2,84  | 0,6                                     | 0,13                                   | 3,57                    |

Les résultats obtenus montrent donc que l'augmentation du débit de métal d'apport, selon la valeur choisie, peut augmenter ou diminuer les dimensions du bain de fusion. Pour expliquer ces observations, nous choisissons d'utiliser la méthode proposée au § 4.2.2.C pour simuler la ligne de fusion et le cordon de soudure correspondant respectivement aux essais 1 et 2.

#### 4.2.4. SIMULATION NUMERIQUE DU RECHARGEMENT

On se propose ici d'effectuer une analyse numérique de la dépose d'un cordon de soudure avec métal d'apport à l'aide de notre méthode qui consiste à modifier la masse volumique sous la source. On étudie dans ce paragraphe l'influence de la localisation par rapport à la source de chaleur, c'est-à-dire l'influence du moment où on augmente la masse volumique de  $\rho$  à  $\rho_{Eq}$ .

### A. PRESENTATION DU MODELE

Le maillage numérique de la plaque comporte 82331 éléments SOLID70 (8 nœuds) à formulation linéaire. Dans la zone affinée englobant la trajectoire de soudage, la taille de maille est de 0,2 mm. Pour les deux autres zones, de la plus proche à la plus éloignée du cordon, la taille varie de 0,75 mm à 3 mm (figure 4-14).

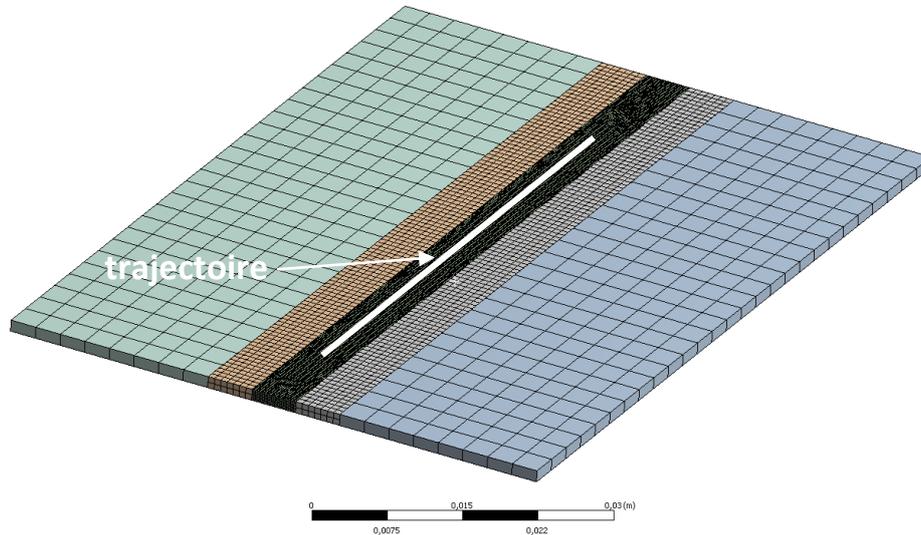


Figure 4-14, Maillage du domaine

### B. CONDITIONS AUX LIMITES ET PROPRIETES MATERIAUX

Pour ces calculs, les paramètres de la source de chaleur sont déterminés à l'aide de la figure 3-23 :  $P=205$  W et  $R=1,2$  mm. L'émissivité  $\varepsilon$  et le coefficient de convection  $h_c$  sont respectivement égaux à 0,3 (Cf. § 3.4.3.B) et  $15 \text{ W.m}^{-2}.\text{°C}^{-1}$ .

Le tableau 4-1 nous permet de calculer la masse volumique supplémentaire  $\rho_{\text{sup}}$  (Relations 4-6 et 4-8) qu'il est nécessaire de prendre en compte pour intégrer l'ajout du métal d'apport dans le bilan calorimétrique. On peut alors déterminer la masse volumique modifiée  $\rho_{\text{Eq}}$  utilisée sur les éléments SOLID70 situés sous la source de chaleur au cours du calcul. Le tableau 4-3 présente les valeurs des masses volumiques  $\rho$ ,  $\rho_{\text{sup}}$  et  $\rho_{\text{Eq}}$  utilisées dans la simulation numérique correspondant à l'essai n°2.

Tableau 4-3, Masses volumiques  $\rho$ ,  $\rho_{\text{sup}}$ ,  $\rho_{\text{Eq}}$  utilisées dans la simulation numérique de l'essai n°2

| $\frac{S_{MA}}{S_{Eq}}$ | $\rho$ (kg.m <sup>-3</sup> ) | $\rho_{\text{sup}}$ (kg.m <sup>-3</sup> ) | $\rho_{\text{Eq}}$ (kg.m <sup>-3</sup> ) |
|-------------------------|------------------------------|---|--|
| 1,89                    | 8440                         | 7575                                      | 16015                                    |

### C. RESULTATS SANS METAL D'APPORT : ESSAI N°1

Pour ce premier essai, nous avons réalisé une ligne de fusion sans métal d'apport. Les résultats obtenus numériquement pour les dimensions de la ZF montrent une très bonne corrélation pour la surface de la zone fondue. En revanche, les dimensions L et l du bain s'écartent de celles observées expérimentalement (Tableau 4-4).

Tableau 4-4, Dimensions de la ligne de fusion: essai n°1 (sans métal d'apport)

| Dimensions expérimentales    | Dimensions Numériques        |
|------------------------------|------------------------------|
| L = 3,7 mm et l = 2 mm       | L = 3,1 mm et l = 2,7 mm     |
| $A_{ZF} = 3,56 \text{ mm}^2$ | $A_{ZF} = 3,62 \text{ mm}^2$ |

Etant donné la très bonne corrélation obtenue pour l'aire de la zone fondue, nous nous appuyerons essentiellement sur cette aire pour analyser les modèles avec apport de métal.

Nous allons nous intéresser à présent aux deux autres essais où du MA est ajouté. Dans un premier temps, on souhaite évaluer l'impact de la position de la zone dans laquelle l'ajout de matière est effectué sur les dimensions de la zone fondue.

### D. RESULTAT AVEC METAL D'APPORT : ESSAI N°2

Pour étudier l'influence de la position par rapport à la source de chaleur active de la zone d'apport, on choisit de modifier la masse volumique du métal de base à deux moments différents. On se place dans la configuration de l'essai n°2 (Tableau 4-1), et pour chaque cordon, les dimensions des zones fondues sont mesurées en régime « pseudo-établi ».

#### ACTIVATION DU METAL DEVANT LA SOURCE DE CHALEUR ET LA ZONE FONDUE

Dans le premier cas, noté modèle 1, on souhaite étudier la configuration dans laquelle la masse volumique est augmentée avant le passage de la torche. La chaleur conduite devant la source est alors absorbée par le métal « équivalent » (figure 4-15), ce qui signifie que la source de chaleur utilise une partie de son énergie pour réchauffer et faire fondre le métal d'apport.

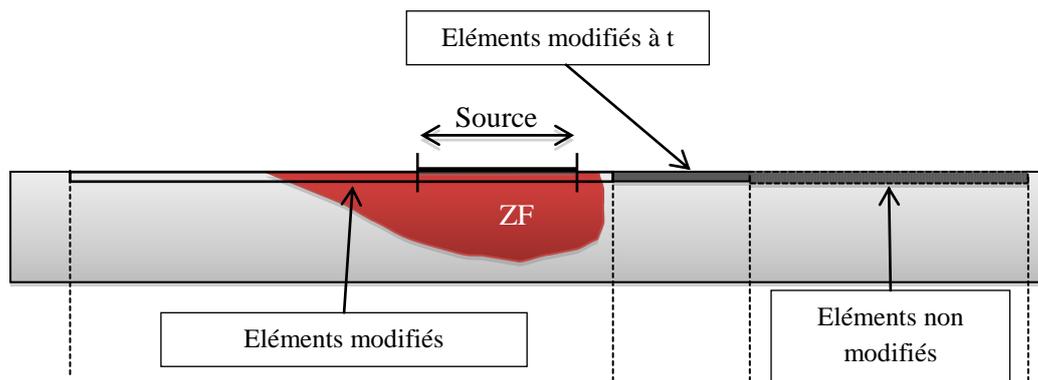


Figure 4-15, Schéma d'une coupe longitudinale, modèle n°1: ajout de métal avant le passage de la source

Le changement de masse volumique est effectué sur les éléments situés 5 mm devant la source de chaleur (on s'assure alors que cette zone est en dehors du bain de fusion). Pour cette simulation, les dimensions de la zone fondue calculées sont présentées au tableau 4-5 et comparées avec les résultats du calcul sans métal d'apport.

Tableau 4-5, Comparaison des dimensions numériques de la ZF : Essai 1/ Essai 2

| Dimensions Numériques Essai 1 | Dimensions Numériques Essai 2 |
|-------------------------------|-------------------------------|
| L = 3,1 mm et l= 2,7 mm       | L = 2,9 mm et l= 2,44 mm      |
| $A_{ZF} = 3,62 \text{ mm}^2$  | $A_{ZF} = 3,33 \text{ mm}^2$  |

Le volume de matière fondu est donc inférieur à celui obtenu pour une fusion sans métal d'apport (Tableau 4-2). Cette configuration est consommatrice de chaleur : une partie de la chaleur est conduite devant la source de chaleur dans le métal de base et est utilisée pour le chauffage du métal modifié. On a donc une décroissance des dimensions de la zone fondue, en comparaison avec une fusion simple sans ajout de matière.

#### ACTIVATION DU METAL D'APPORT SOUS LA SOURCE DE CHALEUR

Pour le deuxième cas, noté modèle n°2, on augmente la masse volumique des éléments qui sont situés sous la source de chaleur (figure 4-16) : ceci revient à introduire le métal d'apport à une température élevée, la température sous la source. En première analyse, on peut considérer qu'aucune énergie n'est prélevée sur la source de chaleur puisque le métal est introduit à haute température : la source servira essentiellement à chauffer et à fondre le métal de base.

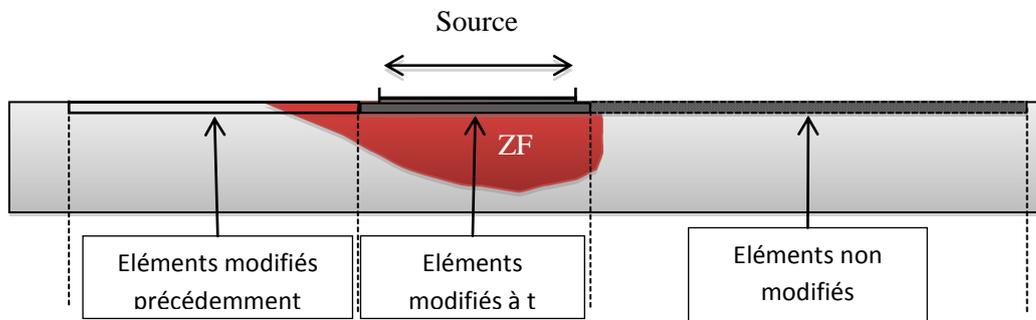


Figure 4-16, Schéma d'une coupe longitudinale, cas n°2 : ajout de métal sous la source de chaleur  
Pour cet essai, on obtient les dimensions de bain suivantes :

Tableau 4-6, Comparaison des dimensions numériques de la ZF : Essai 1/ Essai 3

| Dimensions Numériques Essai 1 | Dimensions Numériques Essai 3 |
|-------------------------------|-------------------------------|
| L = 3,1 mm et l= 2,7 mm       | L = 3,04 mm et l= 2,66 mm     |
| $A_{ZF} = 3,62 \text{ mm}^2$  | $A_{ZF} = 3,56 \text{ mm}^2$  |

On constate effectivement que le volume fondu n'est que très légèrement inférieur à celui obtenu sans métal d'apport. La différence constatée est peut-être due à une introduction du métal d'apport à une température moyenne un peu inférieure à la température liquidus : une partie de l'énergie apportée par la source de chaleur peut être utilisée pour augmenter la température propre du métal d'apport jusqu'au liquidus.

Après cette rapide présentation des résultats numériques, il convient de les confronter avec les expériences qui ont servi de référence.

#### 4.2.5. ANALYSE CRITIQUE DES RESULTATS NUMERIQUES ET EXPERIMENTAUX

Dans ce paragraphe, on met donc en relation les observations réalisées expérimentalement et numériquement. On propose tout d'abord d'évaluer les deux méthodes d'activation du métal d'apport.

##### A. CHAUFFAGE DU METAL D'APPORT PAR L'ARC ELECTRIQUE / LA SOURCE DE CHALEUR

Au niveau expérimental (figure 4-12), nous avons constaté que l'utilisation d'un débit de métal d'apport très important (essai 3) conduit à une diminution des dimensions de la zone fondue par rapport à la ligne de fusion sans métal d'apport (essai 1). Lorsque le débit devient trop fort, on observe expérimentalement des instabilités lors de la fusion du fil : le métal d'apport est conduit aux abords immédiats du bain fondu à l'état solide, provoquant des perturbations de l'arc électrique et consommant de la chaleur pour augmenter sa température propre jusqu'à la fusion. Le bain de fusion devient alors plus petit (Figure 4-12, c). Il faut souligner d'ailleurs que la vitesse d'apport de 300 mm/min est excessive par rapport aux vitesses d'apport classiquement utilisées à Turbomeca pour cette intensité ( $I = 50A$ ). D'un point de vue numérique, on peut rapprocher ce constat des résultats obtenus avec le modèle 1 d'ajout de matière dans lequel l'ensemble du métal d'apport est « déposé » initialement au sein du métal de base. Le chauffage de cette quantité supplémentaire de métal représente dans le bilan calorimétrique une consommation d'énergie qui, à l'instar du prélèvement sur la chaleur de l'arc dans le cas expérimental, est prélevée directement sur la source de chaleur. Ce déficit de chaleur se traduira par une diminution de la ZF du métal de base, comparativement à une ligne de fusion sans métal d'apport.

Pour étayer cette explication, on observe sur le tableau 4-2 les aires de ZF du métal de base pour les essais 1 et 3 : les aires totales fondues (ZF pour l'essai 1, ZF et surépaisseurs pour l'essai 3) sont équivalentes dans les deux cas. On peut admettre que dans le cas de l'essai 3, une partie de l'énergie de l'arc a été consommée pour la fusion du métal d'apport, le reste de l'énergie servant à fondre le métal de base. Les simulations numériques nous donnent pour la ZF sans métal d'apport une valeur de  $3,62 \text{ mm}^2$ , à comparer pour le modèle 1 à la surface totale fondue de  $3,83 \text{ mm}^2$  ( $A_{ZF} = 3,33 \text{ mm}^2$  et  $A_{Send} + A_{Senv} = S_{MA} = 0,5 \text{ mm}^2$ ) : la faible différence de  $0,21 \text{ mm}^2$  peut s'expliquer en admettant que dans le modèle 1, le métal d'apport a été introduit à une température supérieure à la température ambiante de  $22^\circ\text{C}$ , amenant en conséquence une petite quantité de chaleur qui n'aura pas à être prélevée sur la source.

##### B. CHAUFFAGE DU METAL D'APPORT PAR RAYONNEMENT DE L'ARC

L'augmentation du volume fondu constatée pour l'essai n°2, en comparaison de l'essai 1, montre que dans ce cas, l'ajout de matière revient à ajouter une chaleur supplémentaire : l'ajout du métal à

haute température et à l'état liquide correspond à un apport de chaleur et la chaleur apportée par l'arc servira exclusivement à réchauffer et à fondre le métal de base.

Sur le plan physique, on peut admettre que le métal d'apport est chauffé et fondu par le rayonnement de l'arc. Ce point semble conforté par l'observation puisqu'on constate que la fusion du métal d'apport peut se produire à distance de l'arc et sans perturber ce dernier (figure 4-17).

D'un point de vue numérique, cette configuration correspond d'avantage au modèle 2 dans lequel la zone d'apport est placée sous la source de chaleur. Lorsque la masse volumique est augmentée pour simuler l'apport de métal, la température des éléments concernés par cette modification est déjà supérieure au liquidus. Ainsi, aucun prélèvement d'énergie supplémentaire, du au métal d'apport n'est effectué. La quasi-égalité des ZF pour la simulation sans métal d'apport ( $A_{ZF} = 3,62 \text{ mm}^2$ ) et pour le modèle 2 ( $A_{ZF} = 3,56 \text{ mm}^2$ ) confirme cette analyse. Pour le cas avec métal d'apport, la surface totale sera donc égale à  $4,06 \text{ mm}^2$  ( $A_{ZF} = 3,56 \text{ mm}^2$ ,  $A_{Send} + A_{Senv} = S_{MA} = 0,5 \text{ mm}^2$ ).

En ce qui concerne les essais expérimentaux, on observe dans le tableau 4-2 que l'aire de la section de ZF du métal de base de l'essai 2 ( $A_{ZF} = 3,88 \text{ mm}^2$ ) est supérieure à celle de l'essai 1 ( $A_{ZF} = 3,62 \text{ mm}^2$ ). Cette constatation met bien en évidence un apport de chaleur extérieur. La majoration de  $0,26 \text{ mm}^2$  pour la ZF de l'essai 2 par rapport à l'essai 1 paraît faible et peut s'expliquer par des aléa expérimentaux (différences de hauteurs d'arc dues à la déformation de la tôle au cours du soudage, vitesse d'apport, ...).

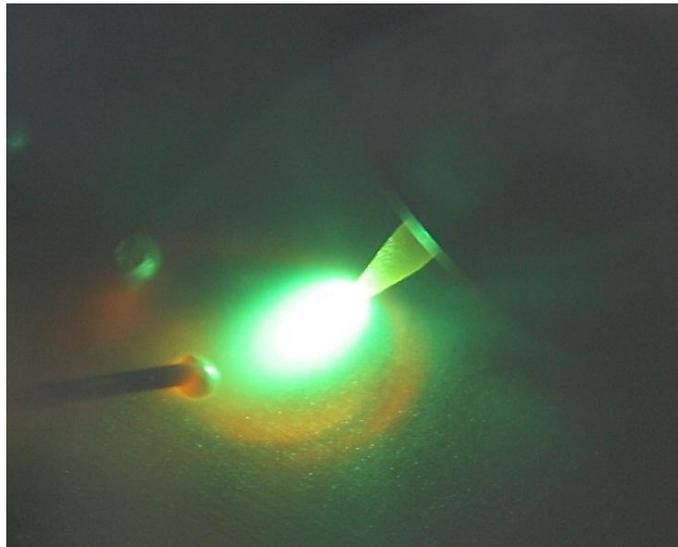


Figure 4-17, Fusion du métal d'apport à proximité de l'arc TIG

Pour approfondir les mécanismes d'apport de chaleur couplé à l'apport de métal dans la configuration du modèle 2, on s'appuie sur les simulations numériques en estimant la quantité de chaleur qu'il est possible d'amener en introduisant le métal d'apport à une position donnée sur la trajectoire de soudage. Pour ce faire, on représente l'évolution de la température aux nœuds présents sur l'axe de la torche en fonction de leur position sur la trajectoire (figure 4-18) : le profil de température obtenu pour une fusion sans MA avec les paramètres opératoires de l'essai n°2 est représenté sur la figure 4-19.

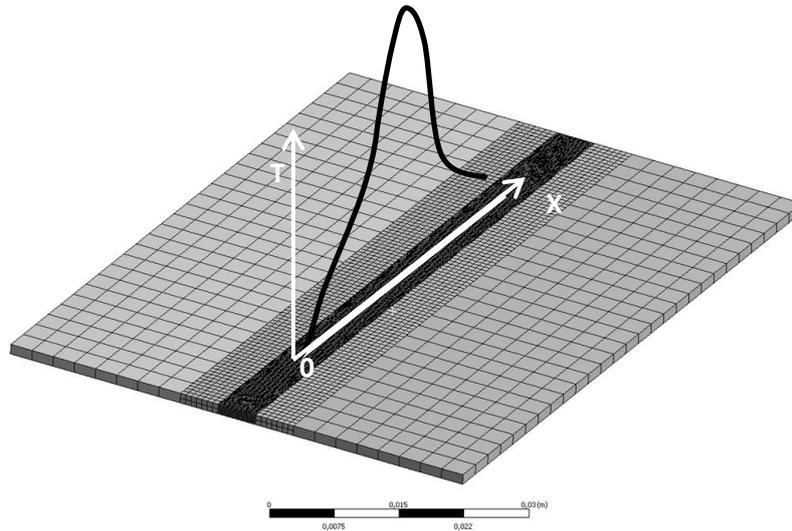


Figure 4-18, Relevé de températures sur les nœuds de la trajectoire de soudage à un instant donné

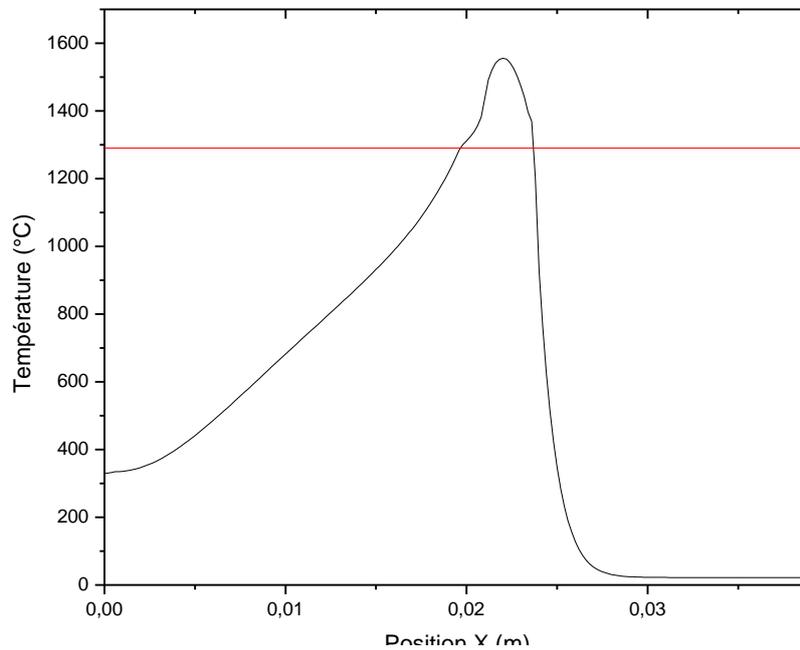


Figure 4-19, Evolution de la température sur la trajectoire de soudage en fonction de la position  
La loi d'évolution de la chaleur spécifique de l'inconel 625, nous permet par intégration de calculer l'enthalpie en fonction de la position X (figure 4-20) définie par la relation :

$$H = \int_T^{T_{solidus}} C_p(T) \cdot dT \text{ avec } C_p(T) = 0,245T + 337,88 \text{ (J/kg.K)} \quad 4-10$$

avec T en K.

Dans l'intervalle de température entre  $T_{solidus}$  et  $T_{liquidus}$ , les chaleurs latentes de fusion et de solidification sont ajoutées à l'expression 4-10 : on remarque sur la figure 4-20 les variations d'enthalpie dues à la fusion et à la solidification pour une abscisse proche de 0,02 m.

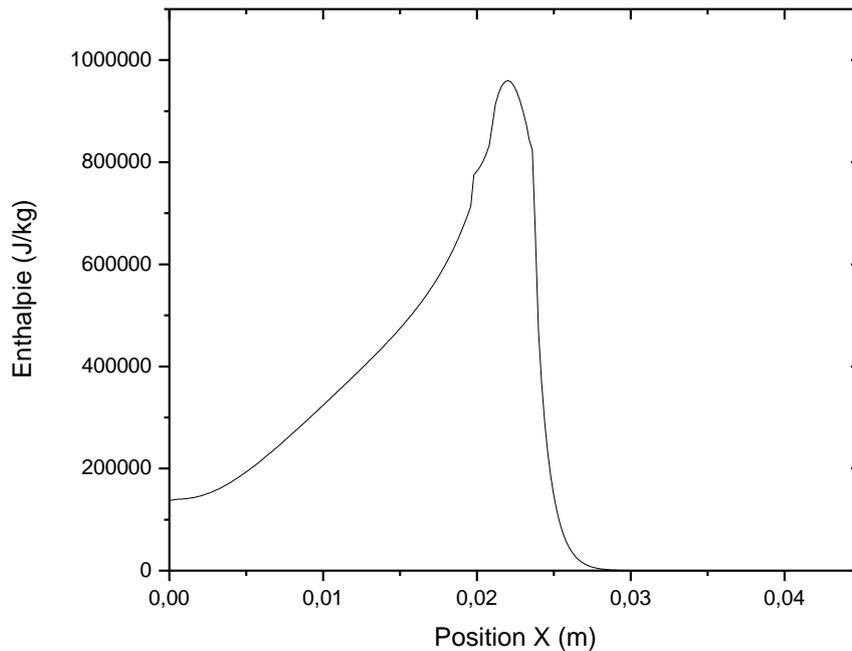


Figure 4-20, Evolution de l'enthalpie en fonction de la position sur la trajectoire

En considérant que la variation de température due à l'introduction du métal d'apport est faible, on peut à partir de la vitesse d'alimentation du MA, évaluer la puissance apportée que constituerait l'apport d'une masse  $m$  de matière par seconde (figure 4-21).

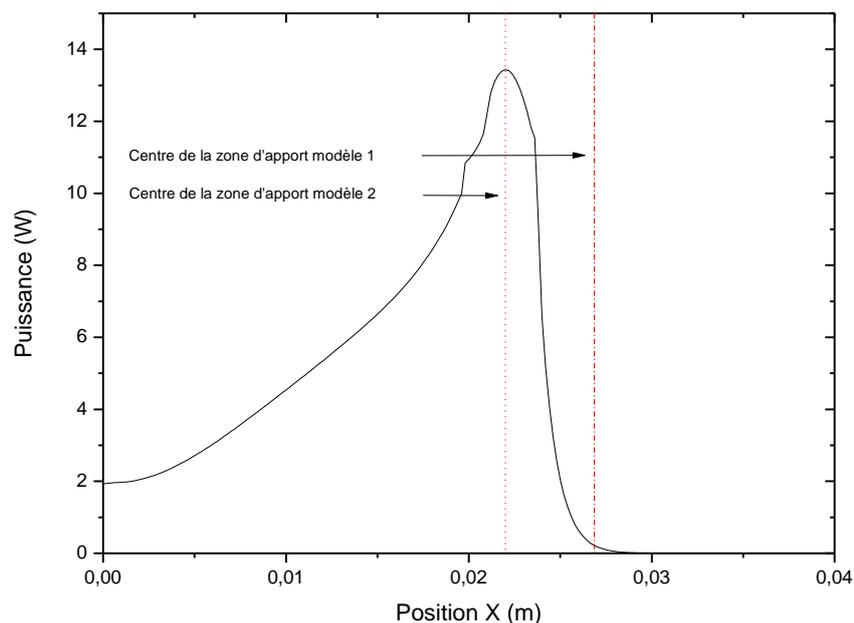


Figure 4-21, Puissance pour un débit de métal d'apport de 200 mm/min

On observe que la puissance maximale que représenterait dans ce cas l'ajout d'un débit de métal d'apport, dans les conditions opératoires de l'essai n°2 (ou du modèle 2), est de l'ordre de 12 à 13 W, soit environ 7,5 % de l'apport de la source tandis que l'apport de chaleur pour le modèle 1 est de inférieure à 1 W.

En conclusion, la méthode utilisée pour simuler l'apport de métal semble correcte, aussi bien pour représenter l'essai 2 avec vitesse d'alimentation modérée (avec le modèle 2) que l'essai 3 avec

vitesse d'alimentation excessive (avec le modèle 1). Avec les règles métiers classiquement utilisées chez Turbomeca, le métal d'apport est le plus souvent fondu par le rayonnement de l'arc avant même de pénétrer dans le bain de fusion : le métal déposé est associé à une quantité de chaleur qui compense alors exactement le surplus de matière et on retrouve pour la ZF des dimensions voisines de celles obtenues avec une ligne de fusion sans métal d'apport. Dans le cas particulier des fortes vitesses d'alimentation, le métal d'apport ne reçoit pas suffisamment de chaleur par rayonnement pour fondre et le réchauffement absorbera une partie de la chaleur amenée par l'arc (ou par la source de chaleur) au détriment du métal de base. Notre modèle de simulation numérique permet de retrouver les résultats expérimentaux pour toutes les configurations testées à condition d'estimer convenablement une température d'introduction du métal d'apport.

### 4.3. CONCLUSION

Dans ce chapitre, nous avons étudié deux paramètres pouvant influencer le champ thermique dans le cadre d'assemblages : la résistance thermique de contact et l'ajout de métal d'apport.

Nous avons, après une étude expérimentale, montré que dans les conditions opératoires utilisées à Turbomeca, la résistance thermique de contact s'avère faible et que sa prise en compte dans les modèles numériques ne semble pas utile. Dans certains cas extrêmes peu représentatifs de conditions de soudage standards où la RTC est très élevée, elle peut cependant modifier le champ thermique qui peut alors devenir dissymétrique et jouer un rôle important.

L'utilisation de métal d'apport est fréquente lors des opérations de soudage à Turbomeca. D'un point de vue thermique, l'ajout de métal d'apport implique la prise en compte de certains paramètres. Nous avons intégré l'influence du métal d'apport dans nos calculs en représentant la quantité de MA par le biais d'une modification de la masse volumique du métal de base. Une analyse expérimentale a permis de montrer l'influence du débit de métal d'apport : lorsque le débit de MA est faible, le MA est fondu par le rayonnement de l'arc et la chaleur nécessaire n'est pas prélevée dans l'arc électrique, lequel transmet une quantité de chaleur équivalente à la tôle. Au contraire, dans le cas où le débit de MA est plus important, le rayonnement de l'arc ne permet pas de provoquer la fusion du métal avant que celui-ci n'arrive dans le bain fondu. En conséquence, l'arc électrique peut subir des perturbations, qui ajoutées à la consommation de chaleur pour augmenter la température du métal d'apport, diminue les dimensions du bain fondu.

D'un point de vue numérique, nous avons montré qu'il est nécessaire de positionner de façon adéquate par rapport à la source de chaleur, la zone dans laquelle le MA est amené. Selon la position sur la trajectoire, l'ajout de métal peut en effet se traduire par un apport ou une consommation de chaleur.

On observe des tendances similaires au niveau des variations des dimensions de la zone fondue calculées et expérimentales. Cependant, les variations constatées expérimentalement du fait de l'ajout de métal sont plus importantes que celles obtenues numériquement. Pourtant, les volumes de matière fondus, pour les lignes de fusion sans et avec MA obtenus expérimentalement et numériquement concordent. On peut donc dire que sur le principe, la méthode préconisée semble alors utilisable et pourrait apporter des résultats corrects, mais nécessiterait des études complémentaires, pour lesquelles le nombre d'essais et le nombre de paramètres (débit de métal, intensité, épaisseur de tôle,...) serait plus conséquent. Il est important de noter que cette étude

constitue une analyse de faisabilité de la méthode. Il semble toutefois que dans des conditions de soudage standards (avec un débit d'alimentation du MA modéré) les variations de sections impliquées par l'ajout de métal restent faibles et ne justifient pas toujours la prise en compte du MA dans le modèle numérique.

En conclusion, le modèle thermique que nous avons développé permet d'anticiper correctement le volume de matière fondue, en prédisant de manière assez correcte les dimensions de la ZF pour un soudage TIG avec ou sans métal d'apport sur les superalliages base Ni et Co dans la plage d'intensité 30A – 90 A.

Dans le chapitre suivant, on appliquera le modèle développé à l'assemblage de deux composants formant une pièce de la turbine Arrius développée chez Turbomeca : un carter turbine.

---

## CHAPITRE 5 : SIMULATION THERMOMECHANIQUE DU SOUDAGE D'UN BOSSAGE SUR UN CARTER TURBINE

---

|  |            |
|--|------------|
| <b>5.1. PRESENTATION DE L'ETUDE DE CAS.....</b>                                  | <b>118</b> |
| 5.1.1. Carter Turbine Arrius .....   | 118        |
| 5.1.2. Difficultés rencontrées.....  | 119        |
| 5.1.3. Principes de solutions envisagées.....                                    | 119        |
| <b>5.2. MODELISATION THERMIQUE DU SOUDAGE DU B224 .....</b>                      | <b>120</b> |
| 5.2.1. Protocole expérimental .....  | 120        |
| 5.2.2. Modélisation thermique.....   | 121        |
| 5.2.3. Résultats thermiques.....   | 123        |
| <b>5.3. MODELISATION THERMOMECHANIQUE DU SOUDAGE .....</b>                       | <b>124</b> |
| 5.3.1. Méthode de couplage.....  | 124        |
| 5.3.2. Propriétés matériaux .....  | 125        |
| 5.3.3. Mise en données .....   | 127        |
| 5.3.4. Simulation thermomécanique du soudage du b224- In 625 de fonderie .....   | 127        |
| 5.3.5. Simulation thermomécanique du soudage du b224-In 625 de corroyage.....    | 128        |
| 5.3.6. Simulation thermomécanique du soudage du b224-2 –In 625 de corroyage..... | 130        |
| <b>5.4. BILAN SUR LES SOLUTIONS ENVISAGEES .....</b>                             | <b>132</b> |

Un calcul thermomécanique permet d'estimer les contraintes résiduelles inhérentes à une gamme de soudage, conditionnant la durée de vie du composant ou de l'assemblage après soudage. L'appréciation des contraintes résiduelles et la mise au point de paramètres optimisés constituent donc un véritable enjeu pour Turbomeca. Dans les chapitres précédents, nous avons mis en place un chargement thermique capable de modéliser, à partir des paramètres opératoires intensité et hauteur d'arc, le champ thermique vu par la pièce au cours du soudage. Dans ce chapitre, on se propose de valider une chaîne de simulation numérique du soudage appliqué au soudage d'un bossage sur un carter turbine du turbomoteur Arrius.

## 5.1. PRESENTATION DE L'ETUDE DE CAS

### 5.1.1. CARTER TURBINE ARRIUS

Après passage dans le compresseur centrifuge, le flux d'air principal dans la turbine Arrius est acheminé par le diffuseur radial dans la chambre de combustion avant d'être canalisé vers la turbine génératrice et enfin vers la turbine libre qui fournit la puissance au rotor de l'aéronef (figure 5-1, a). Le confinement de la chambre de combustion, l'approvisionnement en carburant et la rétention de pales en cas de rupture de la turbine libre constituent les fonctions principales d'une pièce appelée carter turbine (Figure 5-1, b).

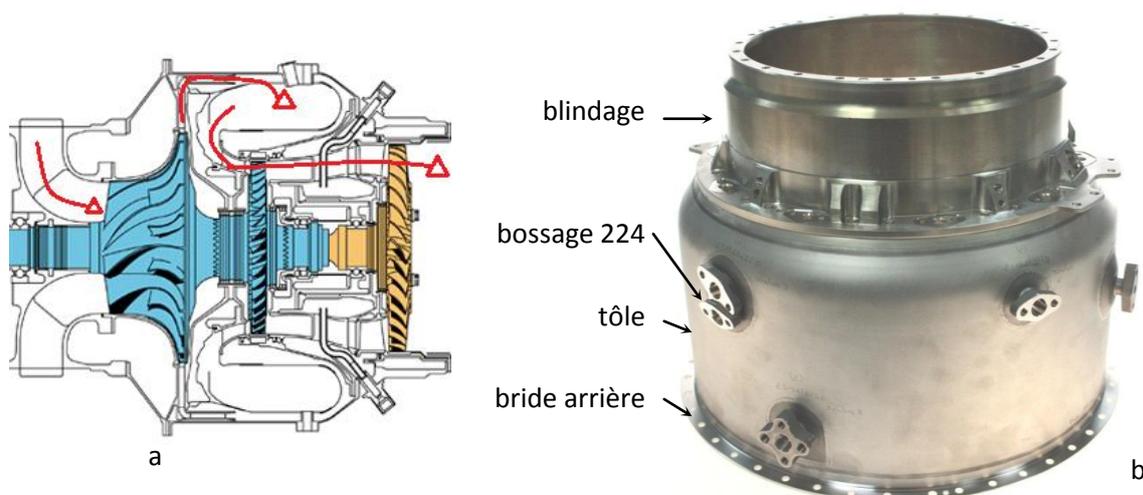


Figure 5-1, a : Vue en coupe de la turbine Arrius; b: Carter turbine

Le carter turbine de l'Arrius est réalisé par l'assemblage par soudage TIG de 3 sous-ensembles (Figure 5-1, b) : une bride arrière, une tôle sur laquelle seront soudés 9 bossages et enfin une partie blindage. Cette pièce est en Inconel 625, qui présente une bonne résistance à la corrosion et un taux de déformation à rupture important en température (blindage).

La tôle est tout d'abord assemblée à la bride arrière, puis le blindage est ajouté à cet ensemble. Enfin, les neuf bossages sont soudés. Dans cette étude, on s'intéressera plus particulièrement à l'opération de soudage du bossage présenté, qu'on nommera b224 (figure 5-2), dont la fonction est de supporter l'injecteur et la bougie de démarrage. Nous allons dans le paragraphe suivant présenter les difficultés rencontrées lors de cette opération.



Figure 5-2, Bossage support injecteur et bougie de démarrage  
 a : Brut de fonderie avant soudage, b : Etat après soudage et usinage

### 5.1.2. DIFFICULTES RENCONTREES

Le b224 est issu d'un processus de fonderie. La soudure sur le carter est effectuée manuellement. Lors de cette opération, les gradients thermiques développés, combinés à la faible épaisseur de la tôle, conduisent à un retrait du bossage vers l'intérieur du carter. Pour obtenir une pièce correcte dimensionnellement, une opération de chaudronnerie, consécutive au soudage, s'avère nécessaire. Les pièces sont par la suite contrôlées par ressuage au cours duquel sont mises en évidence des criques dans les congés de raccordement du bossage (Figure 5-3). Ces indications révèlent un niveau de contraintes trop important au cours du soudage et / ou lors de la chaudronnerie. La simulation numérique du soudage peut être utilisée pour étudier différentes configurations ou gammes.

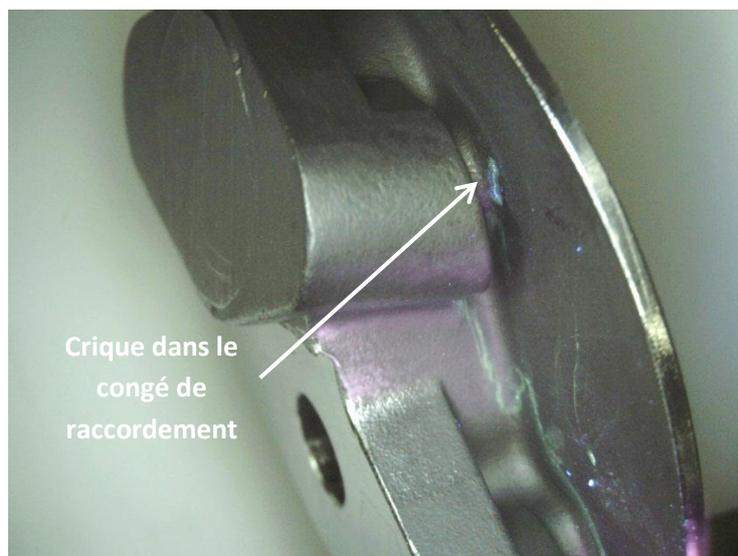


Figure 5-3, Criques observées dans le congé de raccordement au ressuage après chaudronnerie

### 5.1.3. PRINCIPES DE SOLUTIONS ENVISAGEES

Les bossages élaborés par fonderie présentent parfois des retassures, notamment au niveau des congés de raccordement. Ces défauts entraînent des concentrations de contraintes au cours du soudage et de la chaudronnerie faisant du congé de raccordement une zone particulièrement sollicitée. Dans certains cas, aucune retassure n'est détectée par rayon X avant soudage. Pourtant, après soudage et chaudronnerie, des criques apparaissent dans le congé. Localement, le niveau de contraintes dépasse donc la résistance mécanique maximale du matériau  $R_m$ . Afin d'augmenter la résistance des bossages, Turbomeca envisage d'en modifier le procédé d'élaboration en choisissant une fabrication par usinage d'une barre en Inconel 625 dont la tenue mécanique est plus élevée que celle de l'Inconel 625 obtenue à partir d'une coulée. Dans ce cas, la simulation numérique peut être utilisée afin d'évaluer en premier lieu l'amplitude des déplacements résiduels inhérents au soudage, qui conditionne l'intensité de l'opération de chaudronnerie : plus les déplacements résiduels sont importants, plus l'opération de redressage du bossage sera importante. La simulation permet également d'estimer le niveau de contraintes résiduelles dans le bossage, en fonction du choix du matériau (Inconel 625 coulé ou corroyé) et constitue une première approche dans l'évaluation des risques de fissuration.

Enfin, une autre voie d'amélioration du procédé consisterait à reconcevoir le bossage b224 initial en augmentant les rayons de raccordement ; cette nouvelle géométrie est désignée b224-2. On cherche alors à diminuer les déplacements résiduels et les contraintes tout en conservant la tenue mécanique de l'Inconel taillé dans la masse. Dans cette optique, on utilisera la modélisation pour effectuer une analyse comparative de l'influence de la taille du congé de raccordement sur les déplacements résiduels et sur le niveau de contraintes calculés. Pour cela, on va s'intéresser à la simulation numérique du soudage des bossages b224 et b224-2.

## 5.2. MODELISATION THERMIQUE DU SOUDAGE DU B224

Avant de présenter la modélisation numérique du soudage du b224 sur le carter turbine, on détaille le protocole expérimental.

### 5.2.1. PROTOCOLE EXPERIMENTAL

La mise en position du b224 est effectuée par un pointage. Pendant le soudage, le maintien est assuré par un outillage ayant la double fonction de limiter le retrait vers l'intérieur du carter et d'assurer la protection envers par argon (figure 5-4). Toutefois, on cherche dans cette étude à évaluer la pertinence des solutions envisagées en utilisant l'outil de simulation numérique pour une première approche. Nous faisons donc le choix de ne pas considérer l'outillage, du fait des contraintes de modélisation associées (introduction de conditions aux limites complexes supplémentaires dans le montage, générant des temps de calcul additionnels).

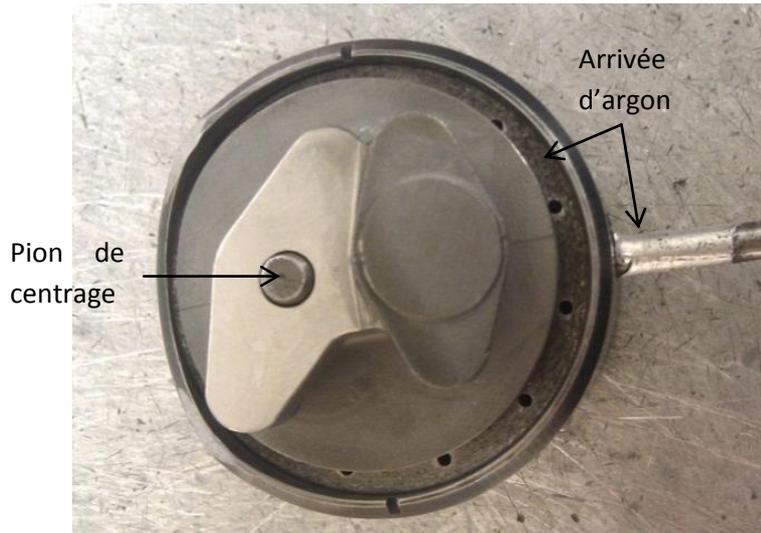


Figure 5-4, Outillage de soudage.

Les paramètres opératoires du poste TIG sont présentés dans le tableau 5-1.

Tableau 5-1, Paramètres opératoires utilisés pour la soudure du b224 sur le carter turbine Arrius

| Paramètres opératoires  | Valeurs |
|-------------------------|---------|
| Intensité (A)           | 30      |
| Hauteur d'arc (mm)      | 1       |
| Vitesse d'avance (mm/s) | 50      |

La soudure du bossage est effectuée en une seule passe, avec une longueur d'évanouissement de 40 mm. Le point de départ de la torche, noté A et le sens de soudage sont présentés sur la figure 5-6.

### 5.2.2. MODELISATION THERMIQUE

Les propriétés thermiques de l'Inconel 625 n'évoluant pas en fonction du procédé d'élaboration en première approximation, nous effectuerons une seule simulation thermique pour le soudage du b224. Pour cette modélisation, les propriétés thermiques de l'Inconel 625 utilisées sont celles présentées au §3.4.3.

#### A MAILLAGE

La localisation de la soudure sur le bossage nous permet de réduire la taille du modèle en ne représentant qu'une portion de 30° du carter. Les limites du domaine sont suffisamment éloignées du bossage pour qu'on puisse les considérer comme isolées thermiquement et encastrées mécaniquement. Les éléments choisis sont les hexaèdres quadratiques ou les tétraèdres quadratiques solid90 selon la localisation sur la pièce (figure 5-5).

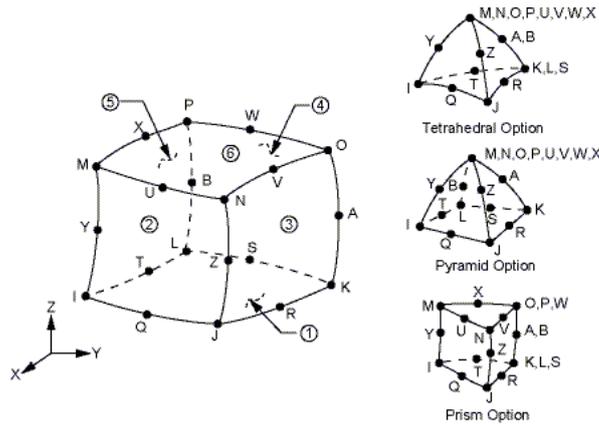
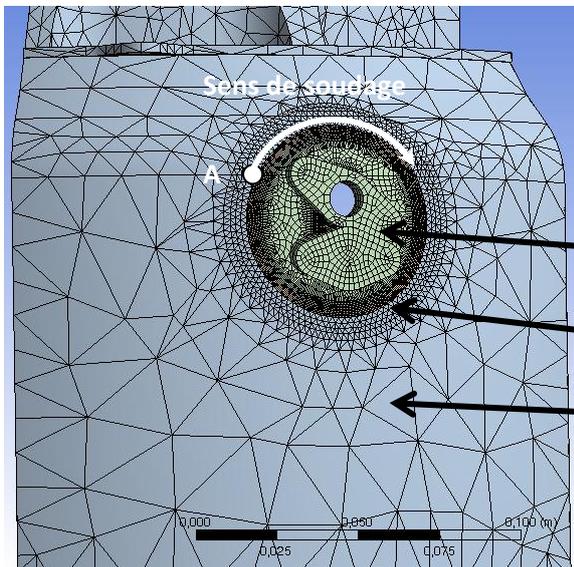


Figure 5-5, Représentation des éléments solid90

Notre objectif est d'effectuer une simulation thermomécanique dans laquelle les lois de comportement matériaux, couplées aux effets des grandes transformations impliquent des non-linéarités importantes. L'utilisation d'éléments quadratiques permet une convergence accrue, en particulier pour le calcul mécanique, en comparaison avec des éléments linéaires. Une première solution consisterait à s'appuyer sur des éléments linéaires pour la simulation thermique et sur des éléments quadratiques pour la partie mécanique. La solution que nous avons retenue consiste à utiliser le même maillage pour les deux analyses. Cette solution évite une opération d'interpolation géométrique pour adapter le champ thermique au maillage mécanique. Les tailles de mailles choisies et le maillage à proximité du bossage sont présentés figure 5-6. Le nombre d'éléments du modèle est d'environ 40200 éléments quadratiques et 120000 nœuds.



| Partitions                   | Taille des éléments |
|------------------------------|---------------------|
| Bossage                      | 0,5 mm              |
| Zone périphérique au bossage | 1 mm                |
| Carter                       | 25 mm               |

Figure 5-6, Vue générale du maillage et tailles de mailles, b224.

## B CONDITIONS AUX LIMITES

Les paramètres de la source de chaleur sont figés : en se basant sur la cartographie de la figure 3-24, on impose  $P = 85 \text{ W}$  et  $R = 0,9 \text{ mm}$ , correspondant aux paramètres opératoires  $I=30 \text{ A}$  et  $h=1 \text{ mm}$ . Les conditions d'échange par convection et rayonnement sont définies par les coefficients  $h_c$  et  $\varepsilon$  valant

respectivement  $15 \text{ W/m}^2\text{C}$  et  $0,3$ . Une condition de flux nul thermique est imposée sur les faces du carter positionnées à  $0^\circ$  et  $30^\circ$ .

### 5.2.3. RESULTATS THERMIQUES

#### A CARACTERISATION DES DIMENSIONS DE LA ZONE FONDUE

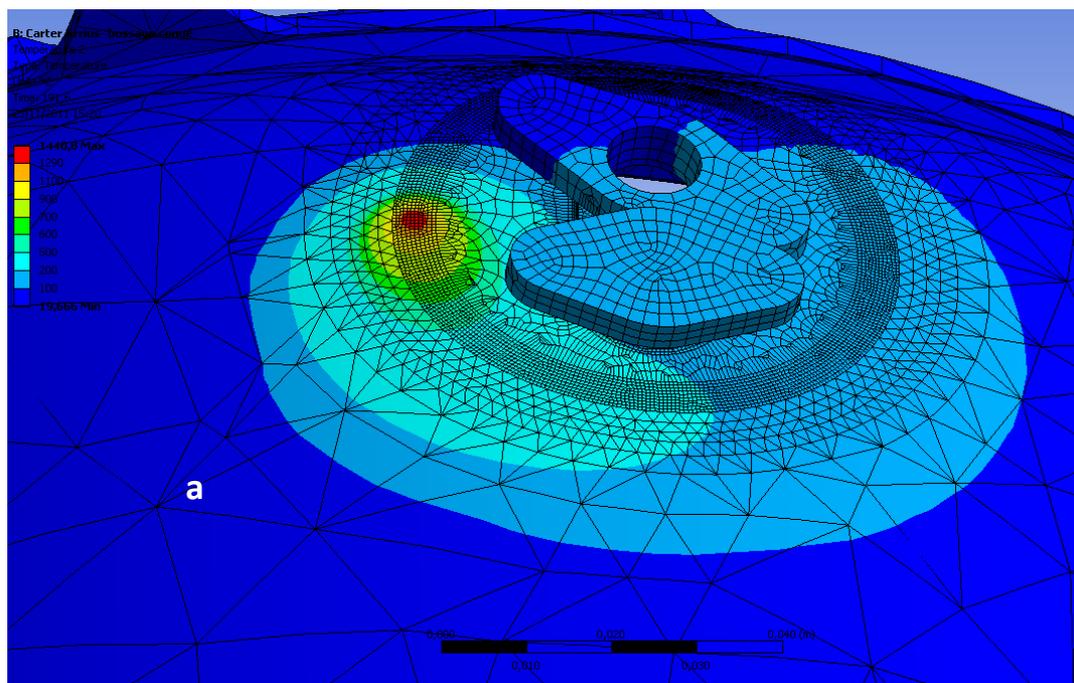
Les dimensions des zones fondues expérimentales et numériques sont présentées dans le tableau 5-2. On constate une bonne corrélation entre les solutions expérimentales et numériques.

Tableau 5-2, Dimensions de zones fondues mesurées et calculées

| Dimensions ZF expérimentale     | Dimensions ZF bossage b224      |
|---------------------------------|---------------------------------|
| L=3,3 mm l=3 mm                 | L=3 mm, l=2,7 mm                |
| Section ZF = $3,2 \text{ mm}^2$ | Section ZF = $2,9 \text{ mm}^2$ |

La figure 5-7,a montre que la partie massive du bossage est peu affectée thermiquement ( $150 - 200^\circ\text{C}$ ). En revanche, les températures atteintes dans le congé de raccordement peuvent atteindre environ  $650^\circ\text{C}$  et présentent des gradients non négligeables qui peuvent entraîner l'apparition de contraintes importantes (Figure 5-7, b).

Le temps de calcul nécessaire à la résolution de cette simulation est de l'ordre de 15h, en effectuant une analyse parallélisée sur 11 processeurs.



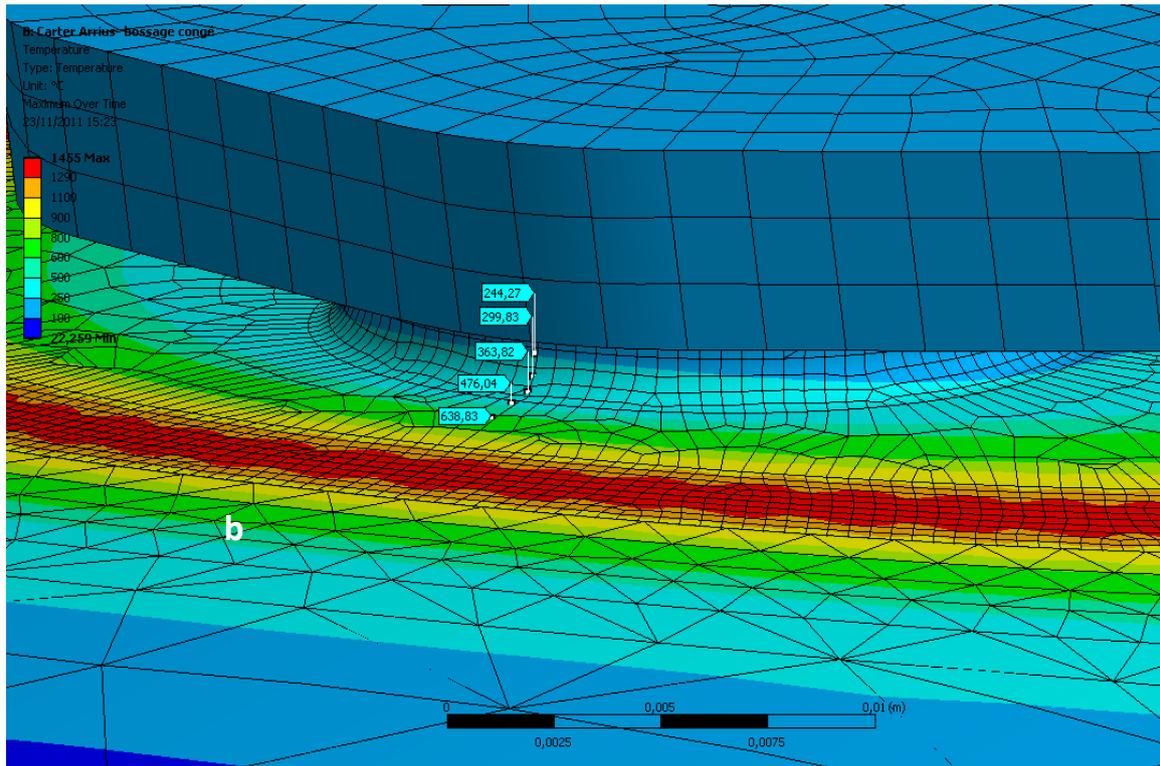


Figure 5-7, Résultats de la simulation thermique pour le bossage b224,

a : Champ thermique calculé au bout de 190 s de soudage, b : Températures maximales relevées dans le congé de raccordement.

Ce champ thermique va servir de base au couplage avec l'analyse thermomécanique.

### 5.3. MODELISATION THERMOMECHANIQUE DU SOUDAGE

Lors d'une opération de soudage, l'essentiel des contraintes vues par la pièce trouve son origine dans la combinaison, d'une part, des phénomènes de dilatation et de retrait dus aux gradients thermiques intenses sur une zone localisée de la pièce, et d'autre part des conditions de bridage. Les déformations calculées pendant et après soudage dépendent du type de loi de comportement utilisé (Cf. Annexe 3) : lois élastoplastique, élastoviscoplastique, ...

Dans notre étude, nous choisissons d'utiliser un modèle élastoplastique avec écrouissage linéaire isotrope dont les propriétés dépendent de la température. Le modèle d'écrouissage est déterminé à partir de données brutes obtenues sur des courbes expérimentales de type contrainte – déformation.

Dans ce paragraphe, on présente tout d'abord la méthode de couplage utilisée entre les calculs thermiques et mécaniques, puis les propriétés matériau et conditions aux limites retenues. Enfin, on donne les résultats obtenus pour les trois configurations de soudage testées.

#### 5.3.1. METHODE DE COUPLAGE

Le calcul thermique est obtenu par la résolution d'une succession de problèmes thermiques transitoires dans lesquels la source de chaleur est immobile pendant un temps  $\Delta t_n$  correspondant au rapport entre la distance entre deux nœuds consécutifs sur la trajectoire et la vitesse de

déplacement de la torche (Cf. § 2.2.5). Le champ thermique calculé à chaque instant  $t_n$  est une donnée d'entrée pour le calcul mécanique. Le couplage faible thermomécanique est résolu pour chaque temps  $t_n$  issu de la thermique et permet de suivre l'évolution du chargement subi par la pièce (Figure 5-8).

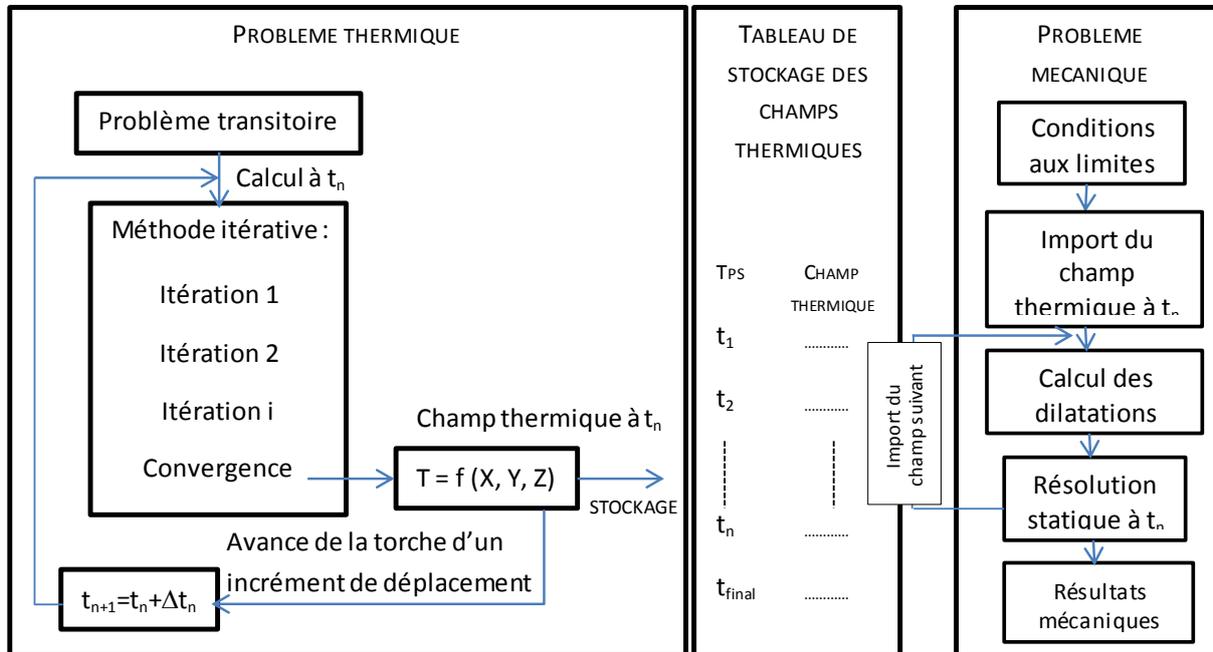


Figure 5-8, Méthode de couplage des calculs thermiques et thermomécaniques

### 5.3.2. PROPRIETES MATERIAUX

Les données matériau pour l'Inconel 625 de corroyage sont issues de campagnes d'essais de traction réalisés à différentes températures et d'essais de dilatométrie (figure 5-8). Pour définir la pente de l'érouissage, on identifie deux valeurs connues du comportement mécanique liant la contrainte et la déformation plastique : le premier point de chaque droite correspond à la limite d'élasticité, pour laquelle la déformation plastique est nulle et le deuxième point correspond au couple contrainte – déformation plastique à rupture du matériau. On choisit d'imposer un coefficient de dilatation très faible lorsque la température dépasse la température de fusion : cet artifice est classiquement employé dans la littérature pour éviter une déformation excessive du matériau, en raison de la faiblesse du module de Young pour ces températures, qui entraînerait des divergences numériques [3] [73].

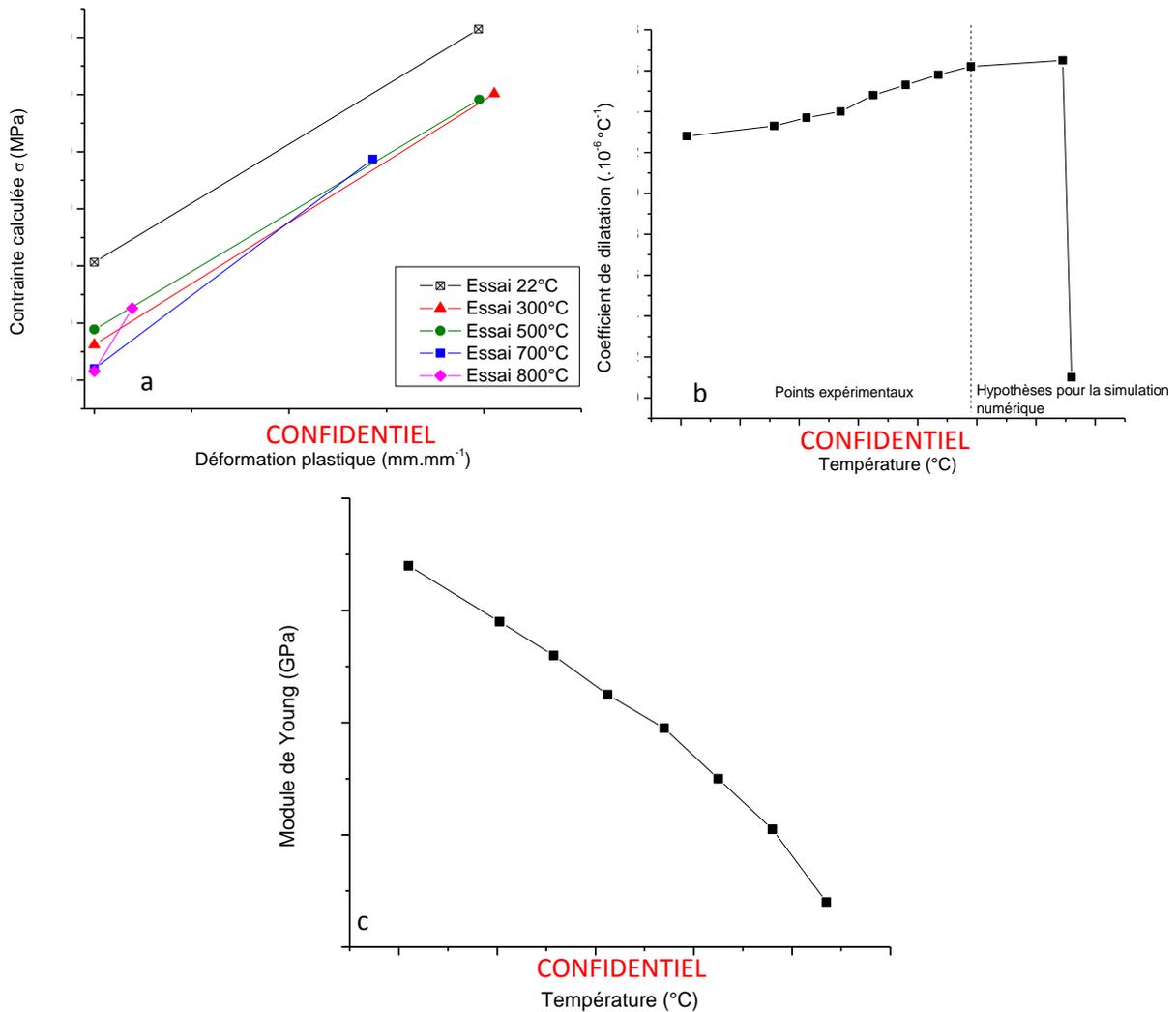


Figure 5-9, Comportement mécanique de l'Inconel 625 de corroyage en fonction de la température

a : Ecrouissage isotrope linéaire, b : Coefficient de dilatation, c : Module d'Young

Pour l'Inconel 625 de fonderie, les essais expérimentaux ont donné des valeurs identiques à celles de l'Inconel 625 de corroyage pour le coefficient de dilatation et pour le module d'Young. En revanche, les limites d'élasticité et les contraintes ainsi que l'allongement à la rupture sont plus faibles (Figure 5-10).

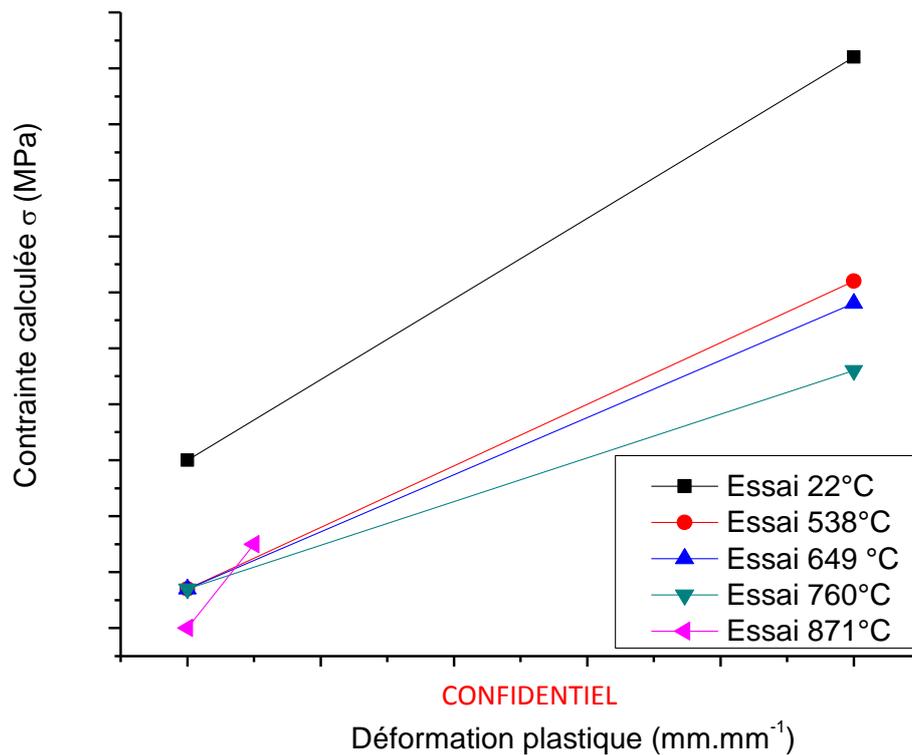


Figure 5-10, Comportement plastique de l'Inconel 625 de fonderie, écrouissage linéaire isotrope

### 5.3.3. MISE EN DONNEES

Les trois simulations étudiées correspondent à la procédure actuelle (b224 IN 625 de fonderie), à la première solution alternative (b224 IN 625 corroyage) et enfin à la deuxième solution alternative (géométrie b224-2, IN 625 de corroyage). Le tableau 5-3 synthétise les données d'entrée de ces différentes configurations.

Tableau 5-3, Données d'entrée des calculs thermomécaniques

|                        | Géométrie | Matériau                 |
|------------------------|-----------|--------------------------|
| Procédure actuelle     | b224      | Inconel 625 de fonderie  |
| Solution alternative 1 | b224      | Inconel 625 de corroyage |
| Solution alternative 2 | b224-2    | Inconel 625 de corroyage |

Pendant toute la durée de l'opération, les déplacements du carter sont bloqués sur les faces représentant les liaisons avec la bride arrière, le blindage et le reste du carter.

### 5.3.4. SIMULATION THERMOMECHANIQUE DU SOUDAGE DU B224- IN 625 DE FONDERIE

La figure 5-11a montre que le déplacement maximal du bossage est de 1,2 mm. Cette valeur est atteinte pour la face inférieure du b224. Le champ de déplacement montre une rotation de la pièce,

vers l'intérieur du carter. La partie « haute » du bossage est soudée sur une face courbe du carter, proche du blindage dont la raideur est supérieure à celle de la partie cylindrique. La tendance sur les niveaux de déplacement calculés est conforme aux observations expérimentales effectuées par les soudeurs. Les contraintes résiduelles localisées dans le congé de raccordement sont assez faibles : 200 MPa au maximum en compression (Figure 5-11b). Au cours du soudage, les valeurs maximales de contraintes atteintes dans les congés approchent 450 MPa.

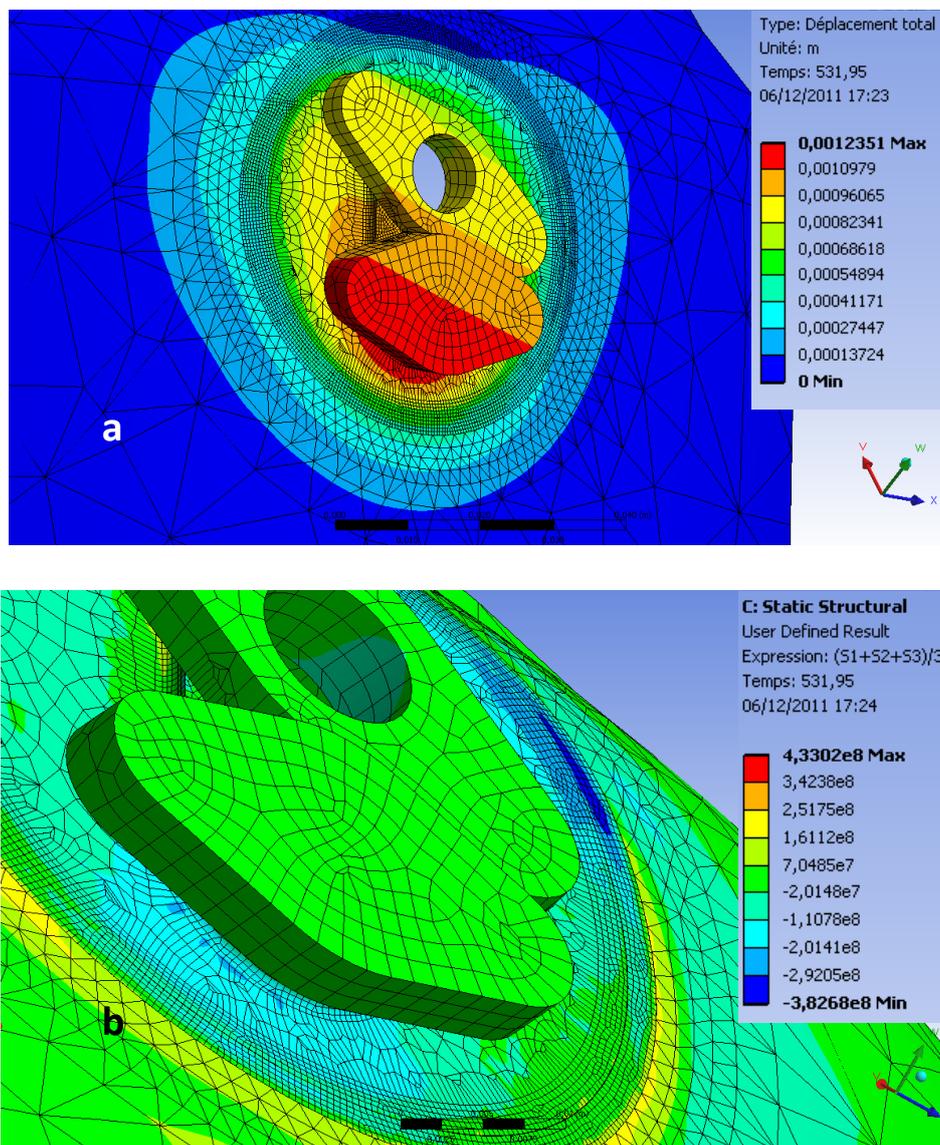


Figure 5-11, Résultats de la simulation thermomécanique, b224-fonderie.

a : Déplacement résiduel bossage ; b : Pression hydrostatique après refroidissement.

### 5.3.5. SIMULATION THERMOMECHANIQUE DU SOUDAGE DU B224-IN 625 DE CORROYAGE

Un calcul identique a été effectué dans le cas du bossage 224 élaboré à partir de l'Inconel 625 conditionné en barre. Suivant la même méthode on analyse le champ de déplacement résiduel ainsi que la pression hydrostatique. On constate sur la figure 5-12a que le déplacement maximal calculé

dans ce cas est 35% plus faible que dans le cas du b224 de fonderie. Nous attribuons cela au fait que la limite d'élasticité de l'Inconel tiré de la barre est supérieure. Le bossage peut donc subir des déformations plus importantes dans le domaine élastique, diminuant les déplacements irréversibles générés par l'apparition de la plasticité. Cependant, le niveau de contraintes résiduelles calculé est supérieur à celui constaté dans le cas de la fonderie. Dans les congés de raccordement, la pression hydrostatique atteint localement entre 350 et 500 MPa. Cette valeur reste en dessous de la limite à rupture du matériau.

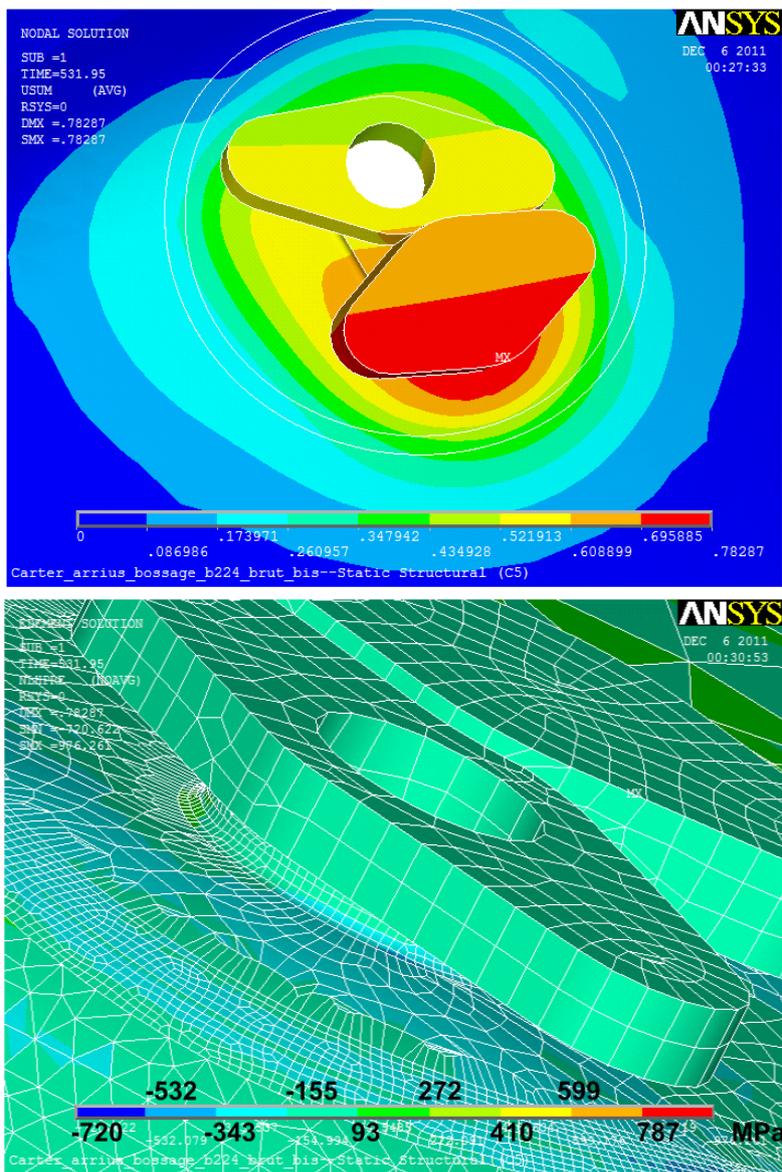


Figure 5-12, Résultats de la simulation thermomécanique, b224-corroyage.

a : Déplacement résiduel bossage ; b : Pression hydrostatique après refroidissement.

La modification du procédé d'élaboration du bossage d'un procédé de fonderie vers un usinage complet du bossage implique une modification du conditionnement du matériau et de ses propriétés mécaniques. Nos simulations montrent que l'utilisation de l'Inconel 625 à l'état de barre permet de réduire les déplacements résiduels dus au soudage et donc « l'intensité » de l'opération de chaudronnerie qui en découle. Etant donné que la déformation plastique à rupture de l'Inconel 625

en barre est bien plus élevée que celle de fonderie, la criticité de l'opération de redressage dans le cas de la barre est alors inférieure à celle de la fonderie, même si les efforts mis en jeu sont plus importants. L'utilisation de cette méthode d'élaboration permettrait donc de diminuer les risques de fissuration.

### 5.3.6. SIMULATION THERMOMECHANIQUE DU SOUDAGE DU B224-2 -IN 625 DE CORROYAGE

Nous avons montré au paragraphe précédent que l'utilisation d'un Inconel 625 conditionné en barre permettait d'augmenter la résistance du bossage et de diminuer la déformation inhérente au soudage, ce qui implique une opération de chaudronnerie moins importante. Le choix d'une élaboration par usinage dans la masse peut entraîner une re-conception du bossage, adaptée au nouveau procédé d'obtention. On se propose maintenant, en conservant le choix de l'Inconel 625 corroyage, de tester une nouvelle géométrie susceptible de limiter les déplacements et les niveaux de contraintes dans les congés de raccordement (figure 5-13) en augmentant le rayon des congés.

#### A RESULTATS THERMIQUES

Afin d'évaluer la modification du champ thermique au cours du soudage, nous avons effectué une simulation thermique d'une opération de soudage réalisée avec les mêmes paramètres que le b224. On constate (figure 5-13) que les gradients de températures maximum observés sont moins importants dans le congé de raccordement que précédemment (figure 5-7). La géométrie b224-2 présente en effet une massivité plus importante dans les congés, qui favorise les transferts de chaleur par conduction vers l'intérieur du bossage. Cela entraîne une diminution des gradients thermiques, en comparaison avec le b224. Les dimensions de la zone fondue ne sont pas impactées par cette modification.

Le temps de calcul pour cette simulation est similaire à celui de l'analyse sur le bossage 224.

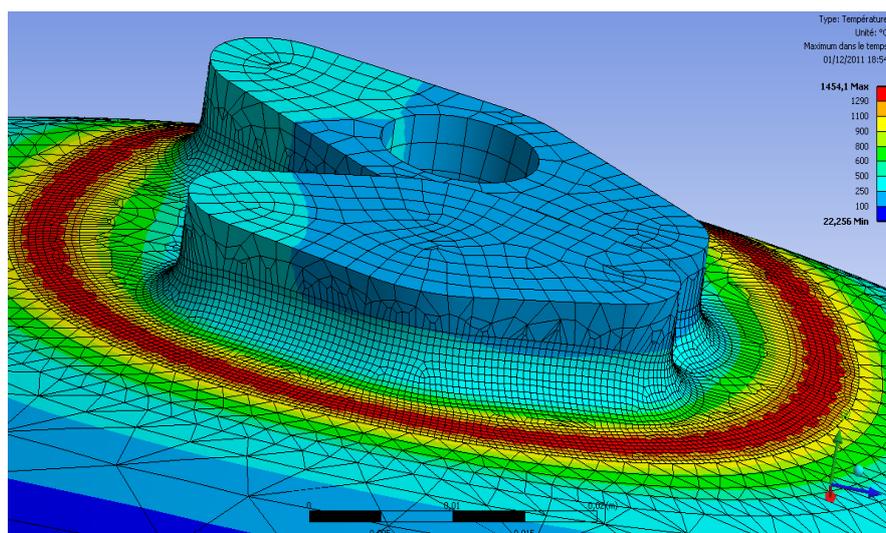


Figure 5-11, Températures maximales observées sur le bossage b224-2

## B RESULTATS MECANIQUES DE LA SIMULATION DU SOUDAGE

Les propriétés mécaniques de l’Inconel 625 utilisées pour ce calcul sont définies au § 5.3.4.B. La figure 5-14 présente le champ de déplacements et l’état de contraintes résiduelles observé après soudage. Les champs de déplacements sont similaires à ceux observés dans les cas précédents. Le déplacement maximum calculé est inférieur de 15 % à celui relevé dans le cas du bossage 224 élaboré par barre et en comparaison avec la situation actuelle (bossage de fonderie), le gain sur le déplacement maximal est d’environ 45%. L’augmentation du congé de raccordement permet donc de rigidifier le bossage et de limiter les distorsions résiduelles.

Pour l’état de contraintes comme dans le cas du soudage du b224, on observe une dominance des contraintes de compression dans les congés de raccordement. Le niveau de contraintes est inférieur à celui constaté dans le cas du bossage 224 élaboré par usinage. En effet, les valeurs s’étendent entre 70 et 200 MPa, contre 350 et 500 MPa.

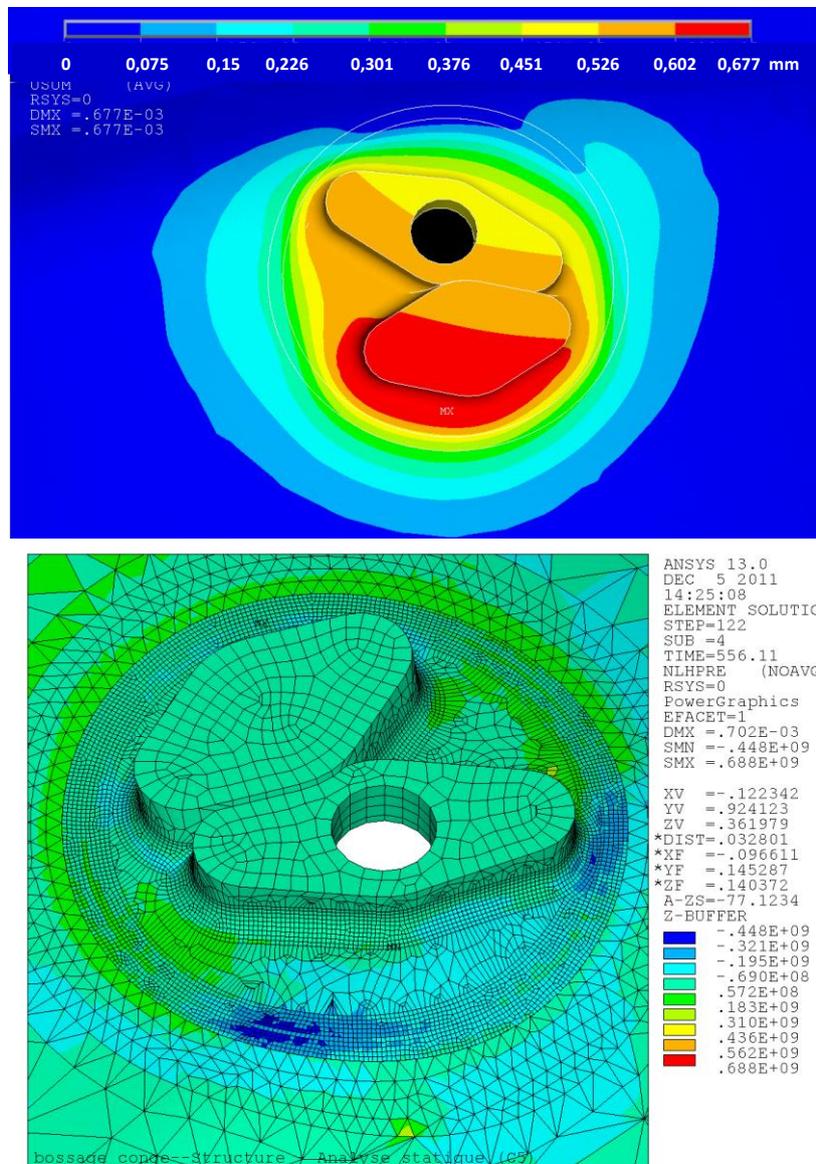


Figure 5-12, Résultats du calcul mécanique bossage b224-2

a: champ de déplacement résiduel, b : pression hydrostatatique après soudage.

#### 5.4. BILAN SUR LES SOLUTIONS ENVISAGEES

Dans ce chapitre, nous avons appliqué notre modèle thermique dans le cadre d'une modélisation thermomécanique du soudage d'un bossage sur un carter turbine Arrius. La simulation thermique a permis de vérifier sur un assemblage de géométrie complexe la prédictivité des dimensions de la zone fondue.

Une loi élastoplastique avec écrouissage linéaire isotrope a été choisie pour modéliser le comportement mécanique du matériau au cours de l'opération. L'analyse thermomécanique a permis d'évaluer les champs de déplacements et de contrainte pour trois configurations différentes. Ainsi, une première étude comparative entre des bossages réalisés par usinage et fonderie à isogéométrie montre que l'élaboration du b224 par usinage dans une barre présente des déplacements résiduels 35% plus faibles (0,78 mm – 1,2 mm) que dans le cas d'un bossage issu d'un procédé de fonderie. Le choix de ce mode d'élaboration semble donc justifié, mais peut impliquer une révision de la géométrie du bossage pour s'assurer de la faisabilité du b224. Nous avons donc testé une autre voie de solution en augmentant la dimension du rayon de raccordement du congé sur le bossage usiné, avec pour objectif de diminuer les gradients thermiques et les distorsions résiduelles.

Les résultats obtenus montrent que cette modification permet de vérifier ces tendances : la diminution des déplacements résiduels est de 15% en comparaison avec la géométrie b224 et le niveau de contraintes dans les congés de raccordement est abaissé puisqu'il passe de 425 MPa à environ 135 MPa. Cette configuration paraît donc moins critique et permettrait de réduire les risques de fissuration. L'outil de simulation développé a été utilisé pour évaluer la pertinence des voies d'améliorations envisagées. Des études plus poussées seraient cependant nécessaires pour réaliser une conception précise du bossage 224-2.

Il a été montré dans cette étude de cas que le modèle thermique prédictif pouvait être utilisé sur des pièces de géométries complexes et pouvait également servir de base à une analyse thermomécanique afin d'estimer les contraintes et distorsions développés pendant et après le soudage. Le champ thermique pourrait permettre, après traitement des fichiers résultats, de calculer les cinétiques de températures en chaque point de la pièce qui sont utilisables dans un modèle métallurgique de prédiction des pourcentages de phases par exemple. Ce point pourrait constituer une possibilité d'extension du modèle.

---

# CONCLUSION GENERALE

---

L'objectif de cette thèse était de développer un modèle de simulation numérique du procédé de soudage TIG, permettant de prédire les dimensions du cordon de soudure en fonction du jeu de paramètres opératoires, ceci pour prédire les contraintes résiduelles et aussi optimiser la gamme de fabrication. Etant donné le contexte industriel de la thèse, nous avons utilisé une méthode de modélisation consistant à résoudre le problème thermique de soudage comme un problème de conduction dans un milieu solide et dans lequel le chargement thermique de l'arc électrique est représenté par une fonction mathématique appelée source de chaleur. Pour modéliser l'apport de chaleur de l'arc TIG, nous avons défini une source de chaleur simplifiée à partir d'un couple de paramètres  $(P, R)$  où  $P$  représente la puissance appliquée sous la forme d'un flux de chaleur homogène sur un disque de rayon  $R$ .

Pour bâtir un modèle prédictif, notre démarche a consisté à rechercher des relations entre les paramètres d'entrée de la source de chaleur et les paramètres opératoires de soudage principaux. Nous avons donc identifié les paramètres prépondérants sur l'évolution du champ thermique et plus particulièrement sur les dimensions de la zone fondue, à savoir l'intensité  $I$  et la hauteur d'arc  $h$ , dont dépend la tension de soudage. Pour établir les relations entre les paramètres opératoires et les paramètres numériques, il a fallu s'appuyer sur des essais expérimentaux. Deux méthodes ont alors été développées : l'une d'entre elles est une méthode d'optimisation cherchant à minimiser un critère d'erreur entre deux grandeurs et l'autre méthode permet de réaliser une identification directe de la relation entre  $(P, R)$  et  $(I, h)$ . Au cours de la campagne expérimentale, des lignes de fusion ont été réalisées sur une plaque en KCN22W suivant un plan d'essai dépendant des seules variables  $I$  et  $h$ . Pour tous les essais, les dimensions de l'éprouvette et la vitesse de déplacement sont fixés. Pour chaque essai, les dimensions de la zone fondue (pénétrante ou non) sont mesurées. Le jeu de paramètres  $(I, h)$  utilisé est par la suite identifié à un couple  $(P, R)$  de paramètres numériques, permettant de reproduire numériquement la zone fondue expérimentale. L'utilisation de cette méthode permet de construire une cartographie, liant les couples  $(I, h)$  et  $(P, R)$  pour toutes les configurations expérimentales. Cet outil donne la correspondance numérique  $(P, R)$  pour un jeu de paramètres opératoires donnés  $(I, h)$ . Il est important de noter que pour bâtir cette cartographie, certaines difficultés ont été rencontrées. En conséquence, certaines hypothèses posées initialement, telles que le choix d'une conductivité thermique isotrope augmentée en phase liquide ou le choix d'une émissivité égale à 0,9 ont dû être révisées au cours de cette étude : Les hypothèses retenues sont une émissivité égale 0,3 et une anisotropie de la conductivité thermique équivalente pour le bain de fusion avec un transfert vertical accru de 50%.

Dans un deuxième temps, nous avons cherché à valider la représentativité de la source de chaleur sur un superalliage base nickel, l'Inconel 625, fréquemment utilisé à Turbomeca sous forme de tôles d'épaisseur 1,25 mm inférieure à celle des éprouvettes en superalliage base cobalt utilisée pour définir la source. Les résultats obtenus pour ces simulations ont démontré que la source de chaleur permettait d'estimer correctement les dimensions du bain fondu pour cette nouvelle configuration.

A ce stade, les validations ont été conduites pour de simples lignes de fusion alors que la majorité des soudures à Turbomeca sont effectuées sur des cas d'assemblages avec métal d'apport. Nous avons alors réalisé des études pour prendre en compte les phénomènes liés à la présence de

résistance thermique de contact et à un ajout de matière. Notre étude sur la RTC a permis de montrer que celle-ci pouvait perturber le champ thermique pendant le procédé uniquement dans les cas où cette RTC est importante. Toutefois, ces observations ne sont valables que dans certains cas purement théoriques très éloignés des conditions de soudage utilisées à Turbomeca.

Pour prendre en compte l'ajout de métal d'apport dans notre modèle, nous avons utilisé une méthode originale dans laquelle notre objectif n'était pas de déterminer la géométrie de la surface du cordon, mais les dimensions de la zone fondue du métal de base. Des essais expérimentaux ont permis de mettre en évidence l'influence du débit de métal d'apport : dans des conditions normales, le métal d'apport est fondu par le rayonnement de l'arc et arrive fondu dans le bain de fusion, apportant ainsi un surplus d'énergie qui augmente les dimensions du bain ; en revanche, lorsque le débit d'alimentation du métal d'apport est excessif, le rayonnement de l'arc ne suffit plus à fondre l'ensemble du métal apporté qui arrive alors à l'état solide dans le plasma et peut perturber l'arc, réduisant les dimensions de la ZF. La méthode utilisée dans notre modélisation permet de rendre compte de ces constats et de prédire le volume fondu de matière dans un cas de soudure avec métal d'apport. Bien que les géométries des bains calculés diffèrent de celles observées expérimentalement, l'estimation des sections de zone fondue dans le métal de base reste convenable. Le modèle développé a permis de réaliser une étude préliminaire sur la méthode de prise en compte de l'ajout de matière dans les modèles numériques mais nécessiterait des analyses expérimentales plus nombreuses.

Le modèle de simulation mis en place a été appliqué sur un cas industriel : le soudage d'un bossage sur un carter turbine du turbomoteur Arrius. Au cours de cette étude, un couplage entre le modèle thermique et le modèle mécanique de soudage a été effectué et a constitué une étude préliminaire pour améliorer le procédé actuel de soudage des bossages. Pour ces pièces, deux voies sont explorées : l'une concerne le changement de matériau et l'autre un changement de géométrie du bossage. Cet exemple montre l'intérêt de la simulation numérique pour aider à la compréhension des mécanismes mis en jeu et à la proposition de solutions d'améliorations.

La méthode de simulation thermique du soudage que nous avons développée présente donc un caractère prédictif au niveau des dimensions de la zone fondue. Cependant, cette méthode présente quelques limitations et peut être améliorée amenant quelques perspectives à ce travail.

Pour cette étude, de nombreux paramètres ont été figés, du fait des conditions d'utilisation usuelles à Turbomeca ou de choix, tels que les diamètres d'électrodes, la gamme d'intensité et de hauteurs d'arc, le choix d'une intensité continue... Pour étendre le champ d'application de ce modèle, il serait intéressant de reconduire, suivant le même principe, des études expérimentales en utilisant des gammes d'intensités plus importantes par exemple et d'effectuer une identification des relations entre les paramètres numériques et les paramètres opératoires sur une plus grande plage d'utilisation. Une première étude sur l'influence de l'utilisation d'un courant de soudage pulsé a été réalisée mais n'est pas présentée dans ce manuscrit. Le faible nombre d'essais réalisés nous a conduits à faire l'hypothèse d'un courant stable au cours du soudage. Toutefois, l'utilisation du courant pulsé est en pleine expansion et sa prise en compte dans le modèle numérique présente un intérêt certain pour le milieu industriel.

Le travail réalisé sur l'ajout de métal revêt un caractère original dans la mesure où la détermination des dimensions de la surépaisseur de matière apportée n'était pas un objectif. En raisonnant simplement d'un point de vue calorimétrique, nous avons montré qu'il était possible de calculer le

volume de matière fondu. Les tendances au niveau des dimensions du bain sont respectées mais présentent toutefois une précision bien moindre que celles obtenues sur des lignes fusion simple.

Des validations supplémentaires ont été tentées sur d'autres familles de matériaux (Acier inoxydable, Alliage de titane) présentant des propriétés thermiques différentes de celles des familles des superalliages bases cobalt et nickel. Les résultats obtenus ont montré que la prédiction des dimensions du bain fondu, notamment coté envers, s'avérait délicate. Numériquement, les sections de ZF présentent un aspect plutôt rectangulaire tandis que les ZF expérimentales ont une forme marquée de trapèze. Nous pensons que cette différence de morphologie provient de l'hypothèse que nous avons faite au chapitre 3 concernant le choix du coefficient d'anisotropie de la conductivité thermique  $C$ . La valeur fixée à 1,5 paraît satisfaisante pour une famille de matériaux présentant des propriétés thermiques proches. Ce coefficient a été introduit pour rendre compte des effets de convection dans le bain fondu. On sait que le sens d'écoulement de ces courants dépend des gradients de tensions de surfaces sur le bain fondu, des efforts de Lorentz, ... Un nombre important de variables peut alors conditionner le sens d'écoulement du métal fondu dans le bain et donc la forme de la ZF résultante. Dans cette optique, la modélisation multiphysique revêt alors un intérêt fort dans la compréhension du rôle de chacun des paramètres expérimentaux sur la géométrie de la zone fondue et pourrait permettre de valider le choix d'une valeur de  $C$  selon le type de matériau

En conclusion et malgré ces quelques limitations que nous venons d'évoquer, ce travail permet d'anticiper le champ thermique vu par la pièce au cours du soudage et donc de caractériser les gradients de température entraînant l'apparition des contraintes et peut donc être utilisé pour définir des paramètres opératoires optimisés. La simplicité de la méthode de lancement d'un calcul et l'expérience acquise sur ce type de modélisation permettent de limiter le temps de traitement d'une problématique industrielle, comprenant la mise en données du calcul, la résolution et l'analyse des résultats, à une quinzaine de jours. Ce délai est en accord avec les contraintes industrielles fixées initialement.

Enfin, la méthode de mise en place des relations entre les paramètres opératoires ( $I$ ,  $h$ ) et ( $P$ ,  $R$ ) reste générale et peut-être réutilisée pour des travaux ultérieurs. Le fort développement de la simulation du soudage au sein de Turbomeca, et plus généralement du groupe SAFRAN, va conduire très prochainement à la réalisation de modèles de simulation du soudage, appliqués à différents procédés tels que le faisceau d'électrons ou le laser par exemple. Dans ce cas, la définition de sources de chaleur équivalentes, spécifiques à un procédé et prédictives sur une plage d'utilisation connue pourra s'appuyer sur la démarche présentée dans cette étude. L'objectif, à court terme dans le groupe, est d'intégrer les outils de simulation des procédés sur des cas industriels complexes, en production ou en conception, sur lesquels leur apport peut se révéler important en complément de l'expérience et de l'expertise présente dans les sociétés de SAFRAN.



---

# BIBLIOGRAPHIE

---

- [1] L.-E. Karlsson, L. & Lindgren, "Combined heat and stress-strain calculations," Modeling of Casting, Welding and Advanced Solidification Processes V : 5th International conference on modeling of casting and welding processes : Papers, pp. 187–202, 1990.
- [2] J. Goldak, A. Chakravarti, and M. Bibby, "A new finite element model for welding heat source," *Metallurgical transition*, vol. 13, pp. 299–305, 1984.
- [3] Y. Danis, "Etude de la soudabilité d'un superalliage base nickel fortement chargé en éléments durcissants titane et aluminium : l'inconel 738," Ph.D. dissertation, Université de Bordeaux 1, 2008.
- [4] Y. Danis, C. Arvieu, E. Lacoste, T. Larrouy, and J.-M. Quenisset, "Numerical modeling of inconel 738lc welding: prediction of residual stress induced cracking," *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 210, issue 14, pp. p.2053–2061, 2010.
- [5] A. Lundbäck, H. Alberg, and P. Henrikson, "Simulation and validation of tig-welding and post weld heat treatment of an inconel 718 plate."
- [6] L.-E. Lindgren, M. Näsström, and H. Runnemalm, "Simulation of multipass welding of a thick plate," *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, vol. 44 (9), pp. 1301–1316, 1999.
- [7] H. Granjon, *Bases métallurgiques du soudage*, Eyrolles, Ed. Publications de la soudure autogène, 1989.
- [8] G. I. de Soudure, *Formation IWS Partie 1: Procédés et matériels de soudage Module 1-1 à 1-20*, I. services, Ed. Institut de Soudure.
- [9] R. Cazes, "Soudage à l'arc," *Techniques de l'ingénieur*, vol. B7730, pp. 1–28, 1995.
- [10] B. Le Bourgeois, *Soudage à l'arc, Tome 1: Notions d'électricité à l'usage du soudage Généralités sur le soudage à l'arc*, I. de Soudure, Ed. Institut de Soudure, 1997.
- [11] N. Kerrouault, "Fissuration à chaud en soudage d'un acier inoxydable austénitique," Ph.D. dissertation, Ecole Centrale Paris, 2000.
- [12] H.-Y. Huang, "Effects of shielding gas composition and activating flux on gtaw weldments," *Materials & Design*, vol. 30, no. 7, pp. 2404 – 2409, 2009. [Online]. Available: <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0261306908005268>
- [13] N. Perry, "Etude et développement des flux solides en vue d'une application en soudage atig appliqué au titane et ses alliages ainsi qu'aux aciers inoxydables." Ph.D. dissertation, Ecole Centrale de Nantes, 2000.
- [14] M. Hamide, "Modélisation numérique du soudage à l'arc des aciers," Ph.D. dissertation, Ecole Nationale Supérieure des Mines de Paris, 2008.
- [15] Poletz, François, and Hillewaert, "Multiphysics welding simulation model," *Int Journal Mater Form*, 2008.
- [16] A. Traidia and F. Roger, "Numerical and experimental study of arc and weld pool behaviour for pulsed current gta welding," *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 2011.
- [17] A. Traidia, F. Roger, and E. Guyot, "Optimal parameters for pulsed gas tungsten arc welding in partially and fully penetrated weld pools," *International Journal of Thermal Sciences*, vol. 49, pp. 1197–1208, 2010.
- [18] W. El-Ahmar, "Robustesse de la simulation numérique du soudage tig de structures 3d en acier 316l," Ph.D. dissertation, Institut National des Sciences Appliquées de Lyon, 2007.
- [19] Y. Xu, Z. Dong, Y. Wei, and C. Yang, "Marangoni convection and weld shape variation in a-tig welding process," *Theoretical and Applied Fracture Mechanics*, vol. 48, no. 2, pp. 178–186, Oct. 2007.

- [20] W. Dong, L. Shanping, L. Dianzhong, and L. Yiyi, "Gtaw liquid pool convections and the weld shape variations under helium gas shielding," *International Journal of Heat and Mass Transfer*, vol. 54, pp. 1420–1431, 2011.
- [21] J.-M. Drezet and S. Mokadem, "Marangoni convection and fragmentation in laser treatment," *Materials Science Forum*, vol. 508, pp. 257–262, 2006.
- [22] F. Lu, X. Tang, H. Yu, and S. Yao, "Numerical simulation on interaction between tig welding arc and weld pool," *Computational Materials Science*, vol. 35, no. 4, pp. 458 – 465, 2006. [Online].
- [23] W. H. Kim and S. J. Na, "Heat and fluid flow in pulsed current gta weld pool," *International Journal of Heat and Mass Transfer*, vol. 41, no. 21, pp. 3213 – 3227, 1998.
- [24] L. Depradeux, "Simulation numérique du soudage-acier 316l validation sur cas de complexité croissante," Ph.D. dissertation, Institut National des Sciences Appliquées de Lyon, 2004.
- [25] H. K. Sung, D. F. Farson, S. K. Choi, and C. D. Yoo, "Mathematical modeling of the dynamic behavior of gas tungsten arc weld pools," *Metallurgical and Material Transactions B*, vol. 31, pp. 1465–1473, 2000.
- [26] V. Nemchinsky, "the distribution of the electromagnetic force in a welding pool," *Journal of Physics, D: Applied Physics*, vol. 29, pp. 2659–2663, 1996.
- [27] J. M. Bergheau, "Modélisation numérique des procédés de soudage," *Techniques de l'ingénieur*, vol. BM 7 758, pp. 1–15, 2000.
- [28] R. Blondeau, *Métallurgie et mécanique du soudage*, Lavoisier, Ed. Hermes Science, 2001.
- [29] J. G. Maeder, *Précis métallurgie, Elaboration, structures-propriétés, normalisation*, NATHAN, Ed. AFNOR, 2000.
- [30] V. Voller, "Fast implicit finite-difference method for analysis of phase change problems," *Numerical Heat Transfer, Part B*, vol. 17, pp. 155–179, 1990.
- [31] M. Lacroix and V. Voller, "Finite difference solutions of solidification phase change problems : transformed versus fixed grids," *Numerical Heat Transfer, Part B*, vol. 17, pp. 25–41, 1990.
- [32] A. Lazaridis, "A numerical solution of the multidimensional solidification (or melting) problem," *International Journal of Heat and Mass Transfer*, vol. 13, pp. 1459–1477, 1970.
- [33] L. Clavier, E. Arquis, J.-P. Caltagirone, and D. Gobin, "A fixed grid method for the numerical solution of phase change problems," *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, vol. 37, pp. 4246–4261, 1994.
- [34] C. Swaminathan and V. Voller, "On the enthalpy method," *International journal of numerical Method Heat and fluid flow*, vol. 3, pp. 233–244, 1993.
- [35] A. Kermanpur, M. Shamanian, and V. E. Yeganeh, "Three-dimensional thermal simulation and experimental investigation of gtaw circumferentially butt-welded incoloy 800 pipes," *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 199, no. 1-3, pp. 295–303, 2008.
- [36] Y. S. Yegaie, A. Kermanpur, and M. Shamanian, "Numerical simulation and experimental investigation of temperature and residual stresses in gtaw with a heat sink process of monel 400 plates," *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 210, no. 13, pp. 1690–1701, 2010
- [37] E. Lemmon, "Phase change techniques for finite element codes," *Proceedings of the conference on Numerical Methods in Thermal Problems*, Pineridge Press, pp. 149–158, 1979.
- [38] L. R. Morgan, K. and O. Zienkiewicz, "An improved algorithm for heat conduction problems with phase change," *International Journal of Numerical Methods for Engineering*, vol. 12, pp. 1191–1195, 1978.
- [39] Z. Barsoum and A. Lundbäck, "Simplified fe welding simulation of fillet welds - 3d effects on the formation residual stresses," *Engineering Failure Analysis*, vol. 16, no. 7, pp. 2281 – 2289, 2009.

- [40] O. Mantaux, E. Lacoste, and M. Danis, "Conduction avec changement de phase dans un corps pur : résolution en température" *Revue Générale de Thermique*, vol. tome 34, N°402, pp. 339–347, 1995.
- [41] H.-y. Du, Y.-h. Wei, W.-x. Wang, W.-m. Lin, and D. Fan, "Numerical simulation of temperature and fluid in gtaw-arc under changing process conditions," *Journal of Materials Processing Technology*, vol. In Press, Corrected Proof, pp. –, 2008.
- [42] T. Matsumoto, T. Misono, H. Fujii, and K. Nogi, "Surface tension of molten stainless steels under plasma conditions," *Journal of Materials Science*, vol. 40, pp. 2197–2200, 2005.
- [43] H. Fan, H. Tsai, and S. Na, "Heat transfer and fluid flow in a partially or fully penetrated weld pool in gas tungsten arc welding," *International Journal of Heat and Mass Transfer*, vol. 44, pp. 417–428, 2001.
- [44] F. Roger and K. Dang Van, "Prediction of the weld shape in arc welding," *Revue Européenne Elements finis*, vol. 13, pp. 713–724, 2004.
- [45] S. Rabier and M. Médale, "Computation of free surface flows with a projection fem in a moving mesh framework," *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, vol. 192, pp. 4703–4721, 2003.
- [46] L. Zhongqin, Y. L., Y. W., and G. C., "Numerical analysis of a moving gas tungsten arc weld pool with an external longitudinal magnetic field applied," *International Journal of Advanced Manufacturing Technologies*, vol. 27, pp. 288–295, 2005.
- [47] L.-E. Lindgren, "Numerical modelling of welding," *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, vol. 195, no. 48-49, pp. 6710 – 6736, 2006, computational Metal Forming.
- [48] N. Sabapathy, P. M. Wahab, and M. Painter, "The prediction of burn trough during in-service welding of as pipelines," *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, vol. 77, pp. 669–677, 2000.
- [49] F. Gabriel, I. Tkatschenko, and O. Blanchot, "Comparaison thermique de quatre modèles de source de chaleur pour la simulation du soudage tig," *Soudage et techniques connexes*, vol. 05, pp. pp15–20, 2002.
- [50] D. Nagesh and G. Datta, "Genetic algorithm for optimization of welding variables for height to width ratio and application of ann for prediction of bead geometry for tig welding process," *Applied Soft Computing*, vol. 10, no. 3, pp. 897 – 907, 2010.
- [51] A. Kumar and T. Debroy, "Heat transfer and fluid flow during gas-metal-arc fillet welding for various joint configurations and welding positions," *Metallurgical and Material Transactions*, vol. 38A, pp. 506–519, 2007.
- [52] C. Gonçalves, L. Vilarinho, A. Scotti, and G. Guimarães, "Estimation of heat source and thermal efficiency in gtaw process by using inverse techniques," *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 172, no. 1, pp. 42 – 51, 2006.
- [53] D. Gery, H. Long, and P. Maropoulos, "Effects of welding speed, energy input and heat source distribution on temperature variations in but joint welding," *Journal of Materials Processing Technologies*, vol. 167, pp. 393–401, 2005.
- [54] *Ansys Workbench V13.0 Help, Advanced Analysis Techniques Guide, Understanding Element Birth and Death*.
- [55] I. Sattari-Far and Y. Javadi, "Influence of welding sequence on welding distortions in pipes," *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, vol. 85, no. 4, pp. 265–274, Apr. 2008
- [56] B. Arivazhagan, S. Sundaresan, and M. Kamaraj, "A study on influence of shielding gas composition on toughness of flux-cored arc weld of modified 9cr-1mo (p91) steel," *Journal of Materials Processing Technology*, vol. In Press, Accepted Manuscript, pp. –, 2009

- [57] D. Berglund and L.-E. Lindgren, "Three-dimensional finite element simulation of laser welded stainless steel plates," in *Proceedings of the 7th International Conference on Numerical Methods in Industrial Forming Processes, Balkema, Toyohashi, Japan*, pp. 1119-1123, 2001.
- [58] A. Duchosal, "Réparation par soudage multipasse d'aciers réfractaires moulés: utilisation de la simulation numérique pour prédire les risques de fissuration," Ph.D. dissertation, Université de Montpellier II, 2006.
- [59] J. Clemens and M. Lasance. (2008, May) Thermal conductivity of liquid metals. *Electronics Cooling*
- [60] F. P. Bowden and D. Tabor, *The friction and lubrication of solids*. Oxford University Press, 1950.
- [61] C. Srikunwong, "Modélisation du procédé de soudage par points," Ph.D. dissertation, Ecole des Mines de Paris, 2005.
- [62] C. V. Wahid, S. M. S. and Madhusudana, "Gap conductance in contact heat transfer," *International Journal of Heat and Mass Transfer*, vol. 43, pp. 4483-4487, 2000.
- [63] P. Misra and J. Nagaraju, "Thermal gap conductance at low contact pressures (<1 mpa): Effect of gold plating and plating thickness," *International Journal of Heat and Mass Transfer*, vol. 53, pp. 5373-5379, 2010.
- [64] J.-P. Bardou, B. Cassane, and F. B., "Bilan des principales recherches sur les résistances thermique de contact," Rapport DETB 7202, 64, Tech. Rep., 1971.
- [65] G. Le Meur, "Etude de la conduction de liaison thermique à une interface de contact solide-solide siège d'une dissipation par effet joule: application au soudage par point." Ph.D. dissertation, Ecole Polytechnique de l'Université de Nantes, 2002.
- [66] S. Mirbagheri, M. Shrinparvar, and A. Chirazi, "Modeling of metallo-static pressure on the metal-mould interface thermal resistance in the casting process," *Materials and Design*, vol. 28, pp. 2106-2112, 2007.
- [67] J. Khan, L. Xu, and Y. J. Chao, "Prediction of nugget development during resistance spot welding using coupled thermal-electrical-mechanical model," *Science and Technology of Welding and Joining*, vol. 4, pp. 201-207, 1999.
- [68] P. Clerc, L. Martinez, D. Nélias, and J. Mottin, "Mesures de champs de température et de déformation appliquées à la validation de la simulation numérique du soudage," in *Colloque de l'Association Française de Mécanique sur la Simulation Numérique du Soudage*, 2008.
- [69] L. Robertson, "Etude de pigments thermochromes autour du cobalt II," Ph.D. dissertation, Université de Bordeaux 1, 2010.
- [70] *NF L 06-394, version 2010 Assemblage de matériaux métalliques par procédés TIG et plasma*, Bureau National de l'Aéronautique (BNAE) Std.
- [71] M. Bellet and M. Hamide, "Modélisation numérique des procédés de soudage par arc des aciers," in *Mecamat*, Aussois, 2008.
- [72] C. Hirt and B. D. Nichols, "Volume of fluid (vof) method for the dynamics of free boundaries," *Journal of computational Physics*, vol. 39, pp. 201-225, 1981.
- [73] B. Taljat, B. Radhakrishnan, and T. Zacharia, "Numerical analysis of gta welding process with emphasis on post-solidification phase transformation effects on residual stresses," *Materials Science and Engineering*, vol. A246, pp. 45-54, 1998.
- [74] B. Le Bourgeois, *Soudage à l'arc Tome 3 Procédés avec fil électrode fusible Procédés avec électrode réfractaire*, Eyrolles, Ed. Publications de la soudure autogène, 2004.

- [75] L. ZHAO, Z. ling TIAN, Y. PENG, Y. chang QI, and Y. jie WANG, "Influence of nitrogen and heat input on weld metal of gas tungsten arc welded high nitrogen steel," *Journal of Iron and Steel Research, International*, vol. 14, no. 5, Supplement 1, pp. 259 – 262, 2007.
- [76] N. Ranc, "Couplage thermomécanique," *Techniques de l'ingénieur*, vol. AF 5 042, pp. 1–12, 2003.
- [77] P. Ladeveze, "Rapport interne n°9, sur la théorie de la plasticité en grandes transformations," L.M.T, Tech. Rep., 1980.
- [78] M. Zain-ul Abdein, D. Nelias, J.-F. Jullien, and D. Deloison, "Prediction of laser beam welding induced distortions and residual stresses by numerical simulation for aeronautic application," *Journal of Materials Processing Technologies*, vol. doi:10.1016/j.jmatprotec.2008.06.051, 2008.
- [79] S. Akbari Mousavi and R. Miresmaeili, "Experimental and numerical analyses of residual stress distributions in tig welding process for 304l stainless steel," *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 208, no. 1-3, pp. 383–394, Nov. 2008.
- [80] D. Bru, J. Devaux, J. M. Bergheau, and D. Pont, "Influence of material properties at high temperatures on the modelling of residual stress and deformation state." *Mathematical Modelling of Weld Phenomena*, vol. 3, pp. 456–463, 1996.
- [81] W. Liu, "Computational analysis and prediction of weld-solidification cracking," *Computational Materials Science*, vol. 4, pp. 211–219, 1995.



# PRINCIPAUX PARAMETRES OPERATOIRES INFLUANT LE CHAMP THERMIQUE LORS DU SOUDAGE TIG

## I. PROPRIETES MATERIAUX

Les propriétés physiques des matériaux évoluent en fonction de la température et définissent la réaction de la matière suite à un apport de chaleur. En plus de la température de fusion, on identifie trois grandeurs principales influençant le champ thermique au cours du soudage : conductivité thermique, chaleur massique et chaleur latente de fusion.

- Conductivité thermique (W/m.K)

La conductivité thermique définit la capacité d'un matériau à transmettre la chaleur. Lors du soudage, l'échauffement est intense et localisé. Ainsi, pour un matériau possédant un  $\lambda$  important, l'essentiel de la chaleur imposée est conduite dans la matière environnante. Au contraire, lorsque la conductivité thermique est faible, la diffusion de la chaleur dans la matériau est faible et elle reste localisée autour du point de chauffe, favorisant l'apparition de forts gradients de température.

- Chaleur massique (J/kg.K)

La chaleur spécifique définit la quantité d'énergie nécessaire à l'élévation de température d'un degré Kelvin d'un kilogramme de matière. Lors d'une opération de soudage avec des paramètres opératoires fixés et à masses égales, l'augmentation de la température sera plus importante pour un matériau possédant un  $C_p$  faible qu'un  $C_p$  important. Le champ de température est alors affecté.

- Chaleur latente de changement de phase (J)

La chaleur latente de changement de phase est l'énergie absorbée ou délivrée par un corps pour changer de phase (Solide-liquide) à température et pression constantes. Dans le cas du soudage TIG où on n'observe pas de vaporisation du métal fondu, les énergies mises en jeu lors des transformations solide – liquide au chauffage et liquide – solide au refroidissement sont non négligeables (Chapitre 1, §1.2.2.C) et influencent le champ thermique. Lors du chauffage, l'énergie absorbée pour fondre le métal diminue la température maximale atteinte localement. Lorsque que le métal se solidifie, l'énergie délivrée ralentit le refroidissement.

Ces trois grandeurs définissent le comportement thermique du matériau au cours du soudage et sont donc à prendre en compte dans le cadre d'une modélisation thermique. Pour ce faire, la conductivité thermique, la chaleur massique et la chaleur latente de changement de phase sont définies par des données expérimentales.

## II. ASSEMBLAGE

On recense ici les paramètres influençant le champ thermique propres à la géométrie de pièces et au type d'assemblage.

- Dimensions

Les dimensions de la pièce rechargée ou des pièces de l'assemblage jouent un rôle important sur l'évolution du champ thermique. En effet, elles définissent d'une part les frontières entre les milieux interne et extérieur à la pièce (modélisé par les conditions aux limites) et d'autre part les paramètres de l'apport de chaleur. Ainsi, lorsqu'on souhaite assembler deux tôles d'épaisseur  $ep$ , et deux tôles d'épaisseur  $2 \times ep$ , les paramètres de l'apport de chaleur seront différents pour obtenir une soudure pénétrée permettant l'assemblage. Les dimensions du cordon de soudure et le champ thermiques sont alors modifiés si l'on utilise la même puissance TIG

- Géométrie de l'assemblage

La géométrie de l'assemblage peut influencer le champ thermique au cours du soudage. Le choix du type de liaison (bout à bout, chanfreins en V, chanfreins en X) modifie, pour une même épaisseur de tôle, les paramètres de métal d'apport, et donc l'apport d'énergie, affectant de fait le champ thermique au cours du soudage. Dans notre étude, on s'intéressera uniquement aux assemblages en bout à bout.

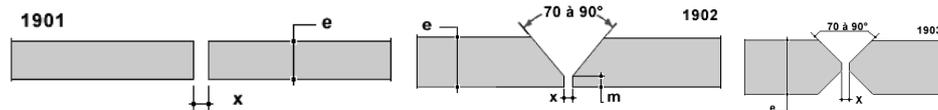


Figure A1-1, Géométries de surfaces assemblées

- Une mauvaise préparation des surfaces à souder (dégraissage) entraîne des instabilités au niveau de l'arc et provoque un soudage de mauvaise qualité voire un manque de fusion lors d'un assemblage.

## III. PROCEDE

- Electrode

L'apport de chaleur est fourni par l'arc électrique issu de l'électrode en tungstène. Il existe divers matériaux et géométries pour les électrodes. Ainsi, l'ensemble des électrodes utilisées à Turboméca sont tungstène avec 1% d'oxyde de lanthane conformément la norme française NF A 81011. Le diamètre des électrodes et l'angle de pointe varient suivant les utilisations. Ainsi, des électrodes de diamètre important (2mm) sont utilisées lorsque de fortes intensités de soudage sont nécessaires (supérieures à 100 A). Le diamètre des électrodes utilisées à Turboméca est de 1,6 mm. L'angle de pointe peut également influencer la géométrie du bain fondu. Le Bourgeois précise que l'angle d'affûtage de l'électrode a une influence sur le courant limite admissible par l'électrode [74]. Pour un diamètre donné, un angle obtus est recommandé pour de fortes intensités de soudage. Par ailleurs, plus l'angle au sommet de l'électrode est aigu, plus la pénétration du bain est forte. L'angle de pointe utilisé en soudage TIG à Turboméca est figé à 30°.

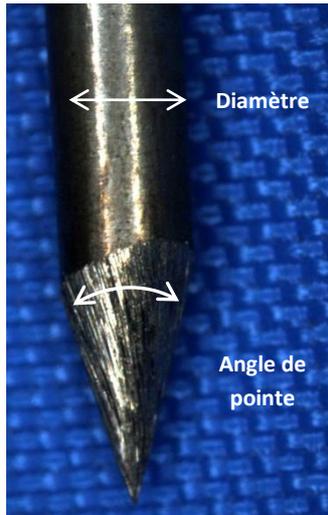


Figure A1-2, Dimensions caractéristiques des électrodes de soudage TIG

Les électrodes sont réaffûtées avant chaque opération de soudage. L'angle d'inclinaison par rapport à la pièce est dans la majorité des cas perpendiculaire à la surface à souder. L'affleurement de l'électrode par rapport à la buse est également un facteur influant car il possède un rôle sur la protection gazeuse.

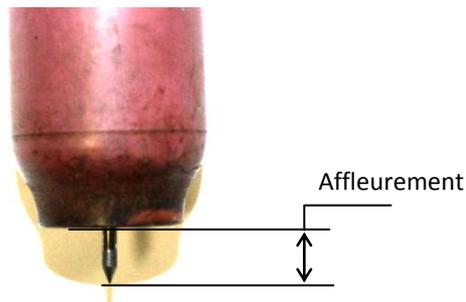


Figure A1-3, Affleurement de l'électrode

Moins l'électrode est sortie, plus la protection est efficace. A Turbomeca, ce paramètre est réglé par une cale étalon à une valeur de 7 mm.

- Nature de la protection gazeuse

Le type de gaz neutre utilisé influence la géométrie de la zone fondue. Il est possible d'utiliser de l'argon, de l'hélium, ou bien un mélange de plusieurs gaz. Huang et Zhao montrent que lorsque la proportion d'azote dans un mélange Argon – Azote augmente, l'épaisseur de pénétration devient plus importante [12, 75]. L'hélium possède un pouvoir ionisant plus faible que celui de l'argon de sorte que la tension d'arc est environ 75% plus élevée avec l'hélium qu'avec l'argon. Il possède également un meilleur rendement calorifique, permettant d'accroître la pénétration et ainsi d'augmenter la vitesse de déplacement de la torche [74].

#### IV. APPORT DE CHALEUR :

L'apport de chaleur est prépondérant dans le procédé de soudage TIG car associé à la vitesse de déplacement de la torche, il conditionne les dimensions du cordon et donc le champ thermique au

cours du soudage. Il est caractérisé par une puissance électrique transmise  $P$  qui dépend de la tension  $U$  et de l'intensité  $I$ .

#### V. ENVIRONNEMENT EXTERIEUR :

Certains paramètres extérieurs modifient les conditions aux limites et peuvent avoir une influence sur le champ thermique au cours du soudage.

- Ventilation

L'environnement dans lequel est exécutée l'opération de soudage peut influencer le champ thermique. En effet, une ventilation excessive altère la stabilité de l'arc et modifie l'énergie absorbée par la pièce.

- Soudage à chaud

Lors de l'assemblage ou du rechargement de certains matériaux difficilement soudables, l'opération de soudage est effectuée à chaud (plusieurs centaines de degrés) [3]. La conductivité thermique est alors modifiée et la température initiale est augmentée avec pour conséquence directe que les dimensions de la zone fondue sont accrues. La zone chauffée s'étend et le champ thermique est modifié en comparaison avec un soudage à température ambiante.

## Annexe 2.

# EXEMPLE D'APPLICATION DE LA METHODE DE DETERMINATION DES PARAMETRES NUMERIQUES DE LA SOURCE DE CHALEUR

Dans cette annexe, nous détaillons les différentes étapes de la méthode d'identification des paramètres numériques de la source sur un cas non pénétrant où les paramètres opératoires sont fixés à  $I = 60$  A et  $h = 2$  mm. D'après le tableau 2-5, la largeur endroit expérimentale  $L$  égale à 3,6 mm et une épaisseur  $e$  égale à 1,5 mm. Un premier calcul nous permet d'obtenir une largeur endroit et l'épaisseur respectivement égales à 2,82 mm et 1,70 mm avec  $P_0 = 300$  W et  $R_0 = 0,55$  mm.

De ce premier calcul, on déduit les  $\Delta L$  et  $\Delta e$ , écarts entre expérimental et numérique:

$$\Delta L = 0,78 \text{ mm et } \Delta e = -0,2 \text{ mm} \quad \text{II-1}$$

On effectue l'analyse de sensibilité aux paramètres  $P$  et  $R$  en réalisant trois simulations permettant de calculer les différentielles (relation 2-8) dont les paramètres d'entrée sont donnés dans le tableau AII-1 :

|                                  | Simulation 1 ( $P_0, R_0$ )  | Simulation 2 ( $P_0', R_0$ )   | Simulation 3 ( $P_0, R_0'$ )   |
|----------------------------------|--|--|--|
| Paramètres d'entrée de la source | <ul style="list-style-type: none"> <li><math>P_0 = 300</math> W</li> <li><math>R_0 = 0,55</math> mm</li> </ul> | <ul style="list-style-type: none"> <li><math>P_0' = P_0 + \Delta P = 325</math> W</li> <li><math>R_0 = 0,55</math> mm</li> </ul> | <ul style="list-style-type: none"> <li><math>P_0 = 300</math> W</li> <li><math>R_0' = R_0 + \Delta R = 1,01</math> mm</li> </ul> |

Tableau AII-1, Paramètres d'entrée des calculs de sensibilité aux paramètres  $P$  et  $R$

Les résultats obtenus pour ces simulations sont présentés dans le tableau A2-2:

| Résultats :                             | Simulation 1 ( $P_0, R_0$ )  | Simulation 2 ( $P_0', R_0$ )  | Simulation 3 ( $P_0, R_0'$ )  |
|---|--|---|---|
| Dimensions $L$ et $e$ de la zone fondue | <ul style="list-style-type: none"> <li><math>L = 2,82</math> mm</li> <li><math>e = 1,70</math> mm</li> </ul> | <ul style="list-style-type: none"> <li><math>L = 3,12</math> mm</li> <li><math>e = 2</math> mm</li> </ul> | <ul style="list-style-type: none"> <li><math>L = 3,16</math> mm</li> <li><math>e = 1,5</math> mm</li> </ul> |

Tableau AII-2, Résultats des calculs de sensibilité

Les calculs des différentielles sont alors:

$$\left[ \begin{array}{l} \frac{\partial L}{\partial P} = \frac{3,12 - 2,82}{325 - 300} = 0,012 \\ \frac{\partial L}{\partial R} = \frac{3,16 - 2,82}{1,01 - 0,55} = 0,739 \\ \frac{\partial e}{\partial P} = \frac{2 - 1,7}{325 - 300} = 0,012 \\ \frac{\partial e}{\partial R} = \frac{1,5 - 1,7}{1,01 - 0,55} = -0,435 \end{array} \right.$$

II-2

On détermine alors l'inverse de la matrice des coefficients de sensibilité donnée par l'équation II-3:

$$\begin{bmatrix} \frac{\partial L}{\partial P} & \frac{\partial L}{\partial R} \\ \frac{\partial e}{\partial P} & \frac{\partial e}{\partial R} \end{bmatrix}^{-1} = \begin{bmatrix} 0,012 & 0,739 \\ 0,012 & -0,435 \end{bmatrix}^{-1} = \begin{bmatrix} 30,87 & 52,46 \\ 0,852 & -0,852 \end{bmatrix} \quad \text{II-3}$$

Le système d'équations à résoudre pour déterminer  $\Delta P_0, \Delta R_0$  à imposer pour se rapprocher des résultats expérimentaux (Equation. II.1) est présenté à l'équation II-4 :

$$\begin{bmatrix} \Delta P_0 \\ \Delta R_0 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 30,87 & 52,46 \\ 0,852 & -0,852 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} 0,78 \\ -0,2 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 13,59 \\ 0,835 \end{bmatrix} \quad \text{II-4}$$

Les nouveaux paramètres d'entrée  $P_1$  et  $R_1$  à imposer sont donc calculés comme suit (Equation II-5):

$$\begin{cases} P_1 = P_0 + \Delta P = 300 + 13,59 = 313,59 \text{ W} \\ R_1 = R_0 + \Delta R = 0,55 + 0,835 = 1,385 \text{ (1,39 réel) mm} \end{cases} \quad \text{II-5}$$

Le calcul numérique réalisé pour la première itération avec  $P_1 = 313,6 \text{ W}$  et  $R_1 = 1,39 \text{ mm}$  donne le résultat suivant (Equation II-6) :

$$L_1 = 3,5 \text{ mm et } e_1 = 1,48 \text{ mm} \quad \text{II-6}$$

Ces données nous permettent de calculer les nouveaux écarts avec l'expérimental.

$$\Delta L_1 = 0,1 \text{ mm} , \Delta e_1 = 0,02 \text{ mm} \quad \text{II-7}$$

Les résultats obtenus pour les itérations suivantes sont présentés jusqu'à la convergence dans le tableau II-3.

| Itération | Puissance (W) | Rayon (mm) | L (mm) | e (mm) | $\Delta L$ (mm) | $\Delta e$ (mm) |
|-----------|---------------|------------|--------|--------|-----------------|-----------------|
| 1         | 313,59        | 1,39       | 3,5    | 1,48   | 0,1             | 0,02            |
| 2         | 317,73        | 1,47       | 3,52   | 1,49   | 0,08            | 0,01            |
| 3         | 320,72        | 1,53       | 3,54   | 1,47   | 0,06            | 0,03            |
| 4         | 324,15        | 1,56       | 3,6    | 1,5    | 0               | 0               |

Tableau II-3, Evolution des paramètres (P, R) en fonction des itérations

On note que la convergence est atteinte assez rapidement. Les évolutions de la puissance et du rayon sont monotones avec les itérations.

### Annexe 3.

## MODELISATION DU COMPORTEMENT MECANIQUE EN SIMULATION DU SOUDAGE

On se propose ici d'étudier les principaux types de lois de comportement matériau utilisées dans le cadre de la simulation du soudage.

### I. COMPORTEMENT THERMOELASTIQUE

En soudage, La déformation totale est la somme des contributions de plusieurs phénomènes (relation III-1).

$$\underline{\varepsilon}^{totale} = \underline{\varepsilon}^e + \underline{\varepsilon}^t + \underline{\varepsilon}^p + \underline{\varepsilon}^{vp} \quad \text{III-1}$$

où  $\underline{\varepsilon}^{totale}$  est le tenseur de déformations observées et  $\underline{\varepsilon}^e$ ,  $\underline{\varepsilon}^t$ ,  $\underline{\varepsilon}^p$  et  $\underline{\varepsilon}^{vp}$  étant respectivement les tenseurs des déformations élastiques, thermiques, plastiques et viscoplastiques [58]. Depradeux et Ranc précisent que cette décomposition additive n'est valable que dans l'hypothèse des petites déformations [24][76]. Si une formulation en grandes déformations est nécessaire, cette décomposition additive doit être formulée en termes de taux de déformation en utilisant un référentiel local objectif (dérivée de Jaumann par exemple) [77].

La déformation thermique subie par une pièce est calculée comme suit en l'absence de transformations de phases métallurgiques [24]:

$$\underline{\varepsilon}^t = \alpha(T)(T - T_{ref}) \cdot \underline{I} \quad \text{III-2}$$

avec  $\alpha$  le coefficient de dilatation thermique dépendant de la température  $T$ , et  $T_{ref}$  la température de référence pour laquelle la dilatation thermique est nulle, et  $\underline{I}$  la matrice unité. Le coefficient  $\alpha$  régit la formation des contraintes résiduelles et est donc un paramètre prépondérant dans une simulation thermomécanique.

La déformation élastique  $\underline{\varepsilon}^e$  est déterminée par la loi de Hooke en thermoélasticité :

$$\underline{\sigma} = E(T) \cdot (\underline{\varepsilon} - \underline{\varepsilon}^{th}) \cdot \underline{I} \quad \text{III-3}$$

où  $E$  est le module d'Young du milieu.

### II. COMPORTEMENT PLASTIQUE

Pour modéliser le comportement plastique d'un matériau, il est nécessaire d'imposer un critère de plasticité. Le critère le plus employé pour les matériaux métalliques est le critère de Von Mises avec la loi d'écoulement associée [6] [78] [79]. Dans cette modélisation, les déformations plastiques sont incompressibles, indépendantes de la partie hydrostatique du tenseur des contraintes. La loi d'écoulement postule un écoulement plastique normal à la surface de charge.

Le domaine élastique est défini comme suit :

$$f(\underline{\sigma}_{ij}) = \sigma^{VM} - \sigma_Y \quad \text{III-4}$$

où  $\sigma_y$  est la limite élastique du matériau,  $f(\sigma_{ij})$  ou F est la fonction de charge et  $\sigma^{VM}$  la contrainte équivalente de Von Mises définie par :

$$\sigma^{VM} = \sqrt{\frac{3}{2} S_{ij} S_{ij}} = \sqrt{\frac{1}{2} [(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2]} \quad \text{III-5}$$

avec S la partie déviatorique du tenseur des contraintes et  $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$  les contraintes dans le repère principal. La déformation plastique intervient lorsque :

$$\frac{\partial F}{\partial \sigma} . d\sigma > 0 \quad \text{III-6}$$

La loi d'écoulement définissant la déformation plastique s'écrit :

$$\Delta \varepsilon_{ij}^p = \Delta \beta . \frac{\partial f}{\partial \sigma_{ij}} = \Delta \beta . \frac{3}{2} . \frac{S_{ij}}{\sigma^{VM}} \quad \text{III-7}$$

où  $\Delta \beta$  est le multiplicateur plastique (Habituellement, ce multiplicateur est noté  $\Delta \lambda$  ; nous avons modifié cette notation pour éviter toute confusion avec la conductivité thermique  $\lambda$  utilisée dans les chapitres 1, 2 et 3). Cette loi est associée à une loi d'écrouissage déterminant l'évolution de la surface de charge et mettant en relation la contrainte et la déformation plastique. Depradeux distingue trois cas de figure [24] (figure 5-1):

#### A PLASTICITE PARFAITE :

Dans ce cas, qui reste purement théorique, on assimile le comportement à celui d'un patin (figure 5-8). Il modélise l'apparition de déformations permanentes lorsque la charge est suffisante : supérieure à la limite d'élasticité en traction (et inversement en compression). Dans le cas de la plasticité parfaite, le seuil d'apparition de la déformation n'évolue pas avec le chargement. Ce type de comportement est utilisé pour la simulation des procédés de mise en forme par exemple.



Figure III-1, Modèle de déformation type patin

#### B PLASTICITE AVEC ECROUISSAGE

Dans la réalité, la surface de charge évolue fréquemment avec la déformation plastique [58]. On définit alors un paramètre caractérisant l'accroissement de la surface de charge, appelé variable d'écrouissage. On distingue deux modes d'écrouissage : écrouissage isotrope et écrouissage cinématique.

L'écrouissage isotrope est caractérisé par un agrandissement de la surface de charge dans le repère des contraintes principales. Le critère de plasticité est défini par :

$$f(\sigma_{ij}, \sigma_y) = \sigma^{VM} - R \quad \text{III-8}$$

où R représente la limite d'écoulement du matériau. Dans le cas d'un écrouissage cinématique, il n'y a pas expansion mais déplacement du domaine élastique. Le critère de plasticité s'écrit alors [24]:

$$f(\sigma_{ij}) = (\sigma - \chi)^{VM} - \sigma_Y \quad \text{III-9}$$

La variable  $\chi$  caractérise la position de la surface de charge dans l'espace des contraintes. Le choix de ce modèle d'écrouissage permet de prendre en compte l'effet de cycles de chargement sur le comportement du matériau et notamment l'effet Bauschinger qui caractérise la diminution de la limite d'élasticité en compression après un essai de traction (et vice versa).

#### PLASTICITE AVEC ECROUISSAGE LINEAIRE

On introduit alors un module d'écrouissage linéaire dépendant de la température tel que :

$$\sigma(T, \varepsilon_{eq}^p) = \sigma_0(T) + h(T) \cdot \varepsilon_{eq}^p \quad \text{III-10}$$

Dans ce cas,  $\sigma_0$  est la limite d'élasticité initiale du matériau, avant tout cycle de chargement.

#### PLASTICITE AVEC ECROUISSAGE NON LINEAIRE

L'écrouissage est défini ici par une fonction non linéaire ou bien point par point par des données tirées d'essais de caractérisation (par exemple un essai de traction uniaxiale). On cite en exemple la loi de Hollomon :

$$\sigma(\varepsilon) = K \cdot \varepsilon^n \quad \text{III-11}$$

où  $n$  est le coefficient d'écrouissage et  $K$  un coefficient de la loi puissance. On peut également citer la loi de Ramberg – Osgood :

$$\sigma(T, \varepsilon_{eq}^p) = \sigma_0(T) + k(T) \cdot (\varepsilon_{eq}^p)^{N(T)} \quad \text{III-12}$$

avec  $k$  et  $N$  deux coefficients dépendants de la température et où, dans le cas d'un écrouissage isotrope, caractérisé par une extension du domaine élastique, on a :

$$\varepsilon_{eq}^p = \int_0^t \dot{\varepsilon}_{eq}^p d \quad \text{et} \quad \dot{\varepsilon}_{eq}^p = \dot{p} = \sqrt{\frac{2}{3} \dot{\varepsilon}_{ij}^p \dot{\varepsilon}_{ij}^p} \quad \text{III-13}$$

$\dot{\varepsilon}_{eq}^p$  est la déformation plastique équivalente cumulée.

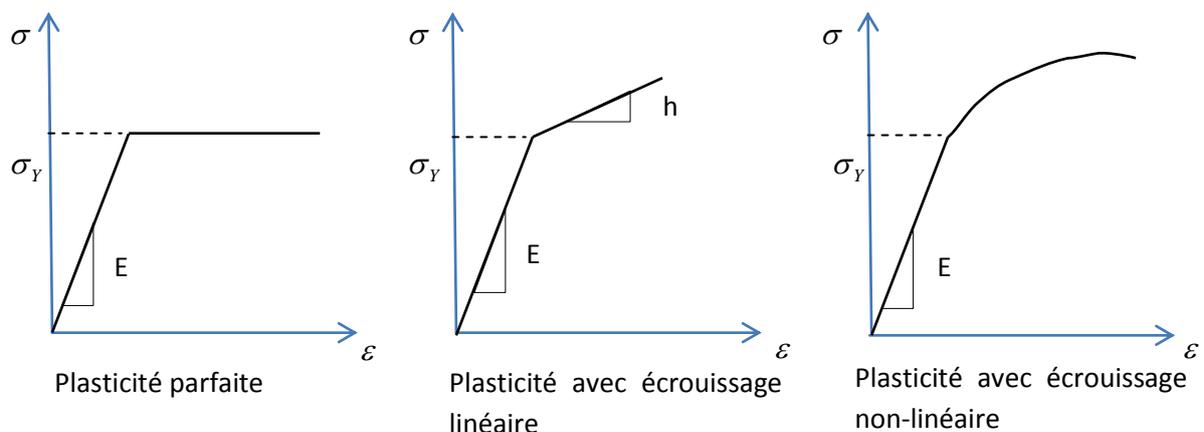


Figure III-2, Schématisation des différents comportements plastiques

### III. COMPORTEMENT VISCOPLASTIQUE

La mise en place de lois de comportement appropriées pour le soudage est complexe. Il est en effet nécessaire de couvrir une large gamme de température (depuis la température ambiante jusqu'au liquidus) dans laquelle apparaissent des effets visqueux. Bru précise que la prise en compte de la vitesse de déformation, dans le cas de l'austénite est justifiée car les propriétés du matériau à haute température sont dépendantes des vitesses de déformation, influençant en conséquence les déformations résiduelles calculées après soudage [80]. De nombreux auteurs choisissent des lois de comportement élasto-visco-plastique pour modéliser le comportement du matériau au cours du soudage [71, 81].

Cependant, les essais de caractérisation matériau nécessaires pour obtenir des données expérimentales, l'identification des paramètres pour les lois de comportement ainsi que les temps de calculs liés aux non-linéarités peuvent s'avérer très contraignants face aux gains obtenus sur la précision des résultats. Aussi, de nombreux auteurs optent pour l'utilisation de modèles élastoplastiques dépendant de la température [48] [55] [3]. Selon Duchosal, l'expérience montre que les contraintes résiduelles calculées avec des modèles élastoplastique (EP) et élastoviscoplastique (EVP) sont très proches [58]. Cela est attribué au fait que la plastification intervient à froid dans le domaine où le matériau est élastoplastique, effaçant en grande partie la mémoire des effets visqueux observés à haute température. Danis montre dans son étude sur le soudage de l'Inconel 738 que l'utilisation d'un modèle de comportement (EP) permet d'obtenir des meilleurs résultats concernant l'estimation des déformations résiduelles par rapport à un modèle EVP [3].



## **Résumé**

Le procédé de soudage TIG est actuellement le plus utilisé dans l'industrie aéronautique du fait de la qualité des joints de soudure qu'il permet d'obtenir et de sa simplicité d'automatisation. Une opération de soudage provoque des gradients thermiques dus au passage de la source de chaleur sur la pièce qui induisent des déformations et des contraintes résiduelles pouvant impacter la durée de vie de l'assemblage. Ce travail vise à mettre en place un modèle de simulation de ce procédé dans le but d'optimiser les paramètres opératoires.

Avant d'envisager un couplage thermomécanique, il convient de représenter convenablement les transferts thermiques au cours du soudage et en particulier l'apport de chaleur lié au procédé. Dans cette étude, on propose une source de chaleur prédictive simplifiée représentative des paramètres opératoires qui permet en particulier d'estimer les dimensions caractéristiques du cordon de soudure et de traduire fidèlement l'évolution thermique dans la pièce. Cette source est définie par un flux de chaleur homogène dépendant d'une puissance  $P$ , réparti sur un disque de rayon  $R$ , ces 2 paramètres numériques étant liés aux principaux paramètres opératoires de soudage que sont l'intensité  $I$  et la hauteur d'arc  $h$ .

Une campagne d'essais expérimentaux dans laquelle on étudie les variations des dimensions de la Zone Fondue (ZF) pour des cas non pénétrants et pénétrants en fonction des paramètres opératoires ( $I$ ,  $h$ ) est présentée. Pour chaque essai, un couple de paramètres d'entrée de la source de chaleur ( $P$ ,  $R$ ) permettant de reproduire les dimensions du bain fondu est identifié. La confrontation des résultats obtenus numériquement et expérimentalement permet de mettre en place des relations entre les paramètres opératoires de soudage ( $I$ ,  $h$ ) et les paramètres numériques ( $P$ ,  $R$ ) conférant un caractère prédictif à la source de chaleur. Ce modèle de source a été validé pour différentes configurations de soudage en termes d'épaisseurs de tôles, de matériaux à assembler, de vitesses d'avance de la torche, ...

Notre modèle thermique a ensuite servi de base pour la simulation thermomécanique du procédé. Le modèle est appliqué à l'assemblage de deux composants d'un turbomoteur en superalliage base Nickel.

**Mots clés : Simulation, TIG, source de chaleur, prédiction, dimensions zone fondue, évolution thermique**

## **Summary**

Gas Tungsten Arc Welding (GTAW) is the most widely used welding process in aeronautics, due to its weld quality. During a welding operation, the thermal source induces thermal gradients causing strains and stresses that could affect assembly's life duration. The aim of this study is to develop a numerical model of the welding process in order to get optimized process parameters.

Before coupling thermal and mechanical phenomena, we must modelize heat transfers during welding. We propose a simplified heat source linked to the process parameters which enables to predict the main dimensions of the weld pool and the thermal evolution in the solid part. This source is defined by an homogeneous heat flux depending on a power  $P$  distributed in a  $R$  radius disk. These two parameters relate to process parameters, the arc height ( $h$ ) and the current intensity  $I$ .

Experiment tests was achieved to study the weld pool dimensions for both cases : incomplete penetration and full penetration weld. For each test, we identified the heat source parameters ( $P$ ,  $R$ ) which allow to obtain the experimental weld pool dimensions. The confrontation of numerical and experimental results enables to get links between the heat source parameters ( $P$ ,  $R$ ) and the welding parameters ( $I$ ,  $h$ ), producing a predictive heat source. The heat source reliability was verified taking into account several welding configurations with various superalloys sheet thickness, welding speed, materials.

A coupled thermal-mechanical analysis, based on our thermal model, was applied to an industrial case: a nickel based superalloy components assembly of a gas turbine.

**Keywords: Numerical simulation, GTAW, equivalent heat source, prediction, weld pool dimensions, thermal evolution.**