



**HAL**  
open science

**Etude du procédé de soudage hybride laser/MAG :  
Caractérisation de la géométrie et de l'hydrodynamique  
du bain de fusion et développement d'un modèle 3D  
thermique**

Emilie Le Guen

► **To cite this version:**

Emilie Le Guen. Etude du procédé de soudage hybride laser/MAG : Caractérisation de la géométrie et de l'hydrodynamique du bain de fusion et développement d'un modèle 3D thermique. Génie des procédés. Université de Bretagne Sud, 2010. Français. NNT : . tel-00546986

**HAL Id: tel-00546986**

**<https://theses.hal.science/tel-00546986>**

Submitted on 15 Dec 2010

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

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



**THÈSE / UNIVERSITÉ DE BRETAGNE-SUD**  
*sous le sceau de l'Université Européenne de Bretagne*

pour obtenir le titre de :

**DOCTEUR DE L'UNIVERSITÉ DE BRETAGNE-SUD**  
*Mention : Sciences Pour l'Ingénieur*  
**Ecole doctorale SICMA**

présentée par

**Emilie LE GUEN**

Préparée au sein des Laboratoires

Procédés et Ingénierie en Mécanique et Matériaux / Arts et Métiers  
ParisTech

Laboratoire d'Ingénierie des MATériaux de Bretagne / UBS

Etude du procédé de soudage  
hybride laser/MAG :  
Caractérisation de la géométrie et  
de l'hydrodynamique du bain de  
fusion et développement d'un  
modèle 3D thermique

Directeur de thèse :  
**Rémy FABBRO**

Directeur de Recherche – CNRS/ Arts et Métiers ParisTech  
Codirectrice de thèse :

**Muriel CARIN**

Maître de conférences - Université de Bretagne Sud

**Soutenance de thèse soutenue le 4 Novembre 2010**  
devant le jury composé de :

**Simone MATTEI**

Professeur des Universités - Université de Bourgogne / *rapporteur*

**Marc MEDALE**

Professeur des Universités - Polytech'Marseille / *rapporteur*

**Philippe LE MASSON**

Professeur des Universités - Université de Bretagne Sud / *examinateur*

**Pascal PAILLARD**

Maître de conférences, HDR- Polytech'Nantes / *examinateur*

**Frédéric ROGER**

Maître de conférences - ENSTA ParisTech / *examinateur*

**Francis BRIAND**

Expert Soudage - CTAS- AIR LIQUIDE WELDING / *invité*

**Philippe GILLES**

Expert en Mécanique et Matériaux- AREVA NP / *invité*



# **REMERCIEMENTS**

Ce travail de thèse a été réalisé dans un premier temps au Laboratoire des Applications des Lasers de Puissance (LALP), unité propre du CNRS. Dans un second temps, le LALP a rejoint, au milieu de ma thèse, le laboratoire Procédés et Ingénierie en Mécanique et Matériaux (PIMM) d'Arts et Métiers ParisTech à travers le groupe Procédés laser.

Tout d'abord, je remercie l'Agence Nationale de Recherche qui a permis de réaliser le projet HYPROSOUND et sans laquelle cette étude n'aurait pu être réalisée. Je remercie par la même occasion tous les partenaires de ce projet : l'Institut de Soudure (coordinateur), Air Liquide, LHOR Industrie, Caterpillar et le LETAM.

Je tiens à exprimer toute ma gratitude à mes rapporteurs, Monsieur Marc MEDALE et Madame Simone MATTEI. Je tiens à remercier également Monsieur Philippe LE MASSON, Monsieur Pascal PAILLARD, Monsieur Frédéric ROGER, Monsieur Philippe GILLES et Monsieur Francis BRIAND pour leur participation à mon jury de thèse.

Je tiens à exprimer toute ma reconnaissance à Rémy FABBRO pour avoir dirigé cette thèse au cours de ces trois années. Je lui suis très reconnaissante de m'avoir accueillie au sein de son laboratoire. Je le remercie pour sa disponibilité, son investissement, son partage de ses nombreuses connaissances dans ce travail de recherche.

Je remercie tout particulièrement Muriel CARIN pour son encadrement. Son dévouement, sa patience et sa gentillesse m'ont permis d'avoir un œil nouveau sur mes travaux à travers nos nombreux échanges téléphoniques et électroniques. Je la remercie aussi pour les séjours très instructifs au sein du LIMATB à Lorient. J'en profite pour remercier toute l'équipe du LIMATB de m'avoir accueillie dans la bonne humeur.

Je remercie Corinne DUPUY pour m'avoir initié à l'expérimentation du soudage laser. Je la remercie également pour toutes ses discussions, son aide, son soutien et son amitié tout au long de ma thèse.

Je remercie également toute l'équipe Laser pour m'avoir accueillie dans les meilleures conditions et leur jovialité : Frédéric COSTE, Mariette NIVARD, Patrice PEYRE, Laurent BERTHE, Cyril GORNY.

Je tiens également à remercier mes collègues de bureau pour leur écoute, leur soutien et les bons moments passés ensemble : Matthieu SCHNEIDER, Elise GAY, Maryse MULLER et Myriam GHARBI. Je remercie Neila HFAIEDH pour sa gentillesse, sa joie, son soutien et son amitié. Je n'oublie pas de remercier aussi Béatrice ROULEAU, Thierry MALOT, Kévin VERDIER, Pascal AUBRY, Koji HIRANO, Anass NIFA et Yann ROUCHAUSSE ainsi que tous les membres du laboratoire PIMM pour leurs discussions et leur bonne humeur.

Je remercie l'ensemble de mes amis de toujours et de ma famille pour leur écoute, leur confiance et leurs inoubliables moments passés ensemble.

Je tiens enfin à remercier ma mère et mon frère qui m'ont constamment soutenue au cours de mes études et qui m'ont toujours fait confiance pour quoi que ce soit : un grand merci à eux.

Je remercie pour finir Frédéric pour sa patience quotidienne, son soutien permanent, ses bons conseils et de m'avoir supportée pendant ces trois années!

Je dédie ce manuscrit à deux personnes qui ne sont plus là à ce jour et sans qui, je ne serais jamais arrivée à faire cela : mon père et Pierre. *Une très grande pensée pour eux.*



# TABLE DES MATIÈRES

REMERCIEMENTS.....	2
NOMENCLATURE .....	9
<b>1. Introduction.....</b>	<b>12</b>
<b>2. Etude bibliographique .....</b>	<b>16</b>
2.1 <i>Introduction</i> .....	16
2.2 <i>Généralités</i> .....	17
2.3 <i>Le procédé de soudage MIG-MAG</i> .....	20
2.3.1 Définition et principe du soudage MIG-MAG .....	20
2.3.2 Le transfert de métal.....	22
2.3.3 Les paramètres opératoires et physiques induits par le soudage MIG-MAG .....	24
2.3.4 Etudes expérimentales du soudage MIG-MAG .....	26
2.3.4.1 Rendement de l'arc.....	26
2.3.4.2 Pression d'arc .....	27
2.3.4.3 Déformation de la surface du bain liquide .....	29
2.3.4.4 Transfert de métal.....	29
2.3.5 Modélisation numérique du soudage MIG-MAG.....	32
2.3.5.1 Etude de la zone fondue.....	32
2.3.5.2 Etude du détachement des gouttes .....	34
2.3.5.3 Etude du plasma .....	35
2.4 <i>Le procédé de soudage laser</i> .....	35
2.4.1 Le rayonnement laser .....	36
2.4.2 Définition et principe du soudage laser .....	37
2.4.3 Les paramètres opératoires et physiques induits par le soudage laser .....	39
2.4.4 Etudes expérimentales du soudage laser .....	40
2.4.5 Modélisation numérique du soudage laser .....	42
2.5 <i>Le procédé de soudage hybride laser/MIG-MAG</i> .....	46
2.5.1 Définition et principe du soudage hybride laser/MIG-MAG.....	46
2.5.2 Etudes expérimentales du soudage hybride laser/MIG-MAG .....	48
2.5.3 Modélisation numérique du soudage hybride laser/MIG-MAG .....	50
2.6 <i>Conclusion</i> .....	51
<b>3. Dispositifs expérimentaux .....</b>	<b>55</b>
3.1 <i>L'installation de soudage</i> .....	55
3.1.1 Le poste de soudage MIG-MAG .....	55
3.1.2 Le laser .....	57
3.1.3 L'imagerie rapide .....	57
3.1.4 Schéma général de l'installation .....	58
3.2 <i>Matériaux</i> .....	59
3.2.1 L'acier S355 .....	59
3.2.2 Le fil d'apport (G4 Si1).....	61
3.3 <i>L'observation macrographique</i> .....	61

<b>3.4</b>	<b><i>Techniques spécifiques d'observation et de mesure</i></b> .....	<b>62</b>
3.4.1	Traceur dans le bain de fusion .....	62
3.4.2	Mesure de la longueur du bain de fusion .....	63
3.4.3	Mesure de la déformation maximale .....	65
3.4.4	Mesure de la fréquence, de la vitesse, du rayon et de la pression des gouttes en régime spray 66	
3.4.5	Mesure de la vitesse en surface de bain fondu .....	67
<b>4.</b>	<b>Etude expérimentale</b> .....	<b>69</b>
<b>4.1</b>	<b><i>Etude du cordon de soudure</i></b> .....	<b>69</b>
4.1.1	<b>Le soudage MAG</b> .....	69
4.1.1.1	<i>Observations du procédé MAG à la caméra rapide</i> .....	69
4.1.1.2	<i>Géométrie des lignes de fusion obtenues en soudage MAG</i> .....	71
4.1.1.3	<i>Comparaison des configurations tirée et poussée en soudage MAG</i> .....	75
4.1.1.4	<i>Soudage MAG : Etude du jeu</i> .....	76
4.1.2	<b>Le soudage laser</b> .....	77
4.1.3	<b>Hybride laser/MAG</b> .....	80
4.1.3.1	<i>Observations du procédé hybride laser/MAG à la caméra rapide</i> .....	80
4.1.3.2	<i>Géométrie des lignes de fusion obtenues en soudage hybride laser/MAG</i> .....	81
4.1.3.3	<i>Comparaison des configurations tirée et poussée</i> .....	84
4.1.3.4	<i>Influence de la distance fil/faisceau en soudage hybride laser/MAG</i> .....	85
4.1.3.5	<i>Assemblage en soudage hybride laser/MAG</i> .....	87
4.1.4	<b>Forme de bain dans le sens longitudinal</b> .....	90
<b>4.2</b>	<b><i>Mesures spécifiques obtenues à l'aide de la caméra rapide</i></b> .....	<b>93</b>
4.2.1	<b>Longueur du bain fondu</b> .....	93
4.2.2	<b>Déformation maximale de la surface du bain fondu</b> .....	95
4.2.3	<b>Fréquences, vitesses, diamètre et pressions des gouttes en régime spray</b> .....	97
4.2.4	<b>Mesure de la vitesse en surface de bain fondu</b> .....	99
<b>4.3</b>	<b><i>Bilan de la base de données</i></b> .....	<b>101</b>
<b>4.4</b>	<b><i>Conclusion</i></b> .....	<b>103</b>
<b>5.</b>	<b>Modélisation tridimensionnelle thermique des procédés de soudage</b> .....	<b>106</b>
<b>5.1</b>	<b><i>Modélisation du soudage MIG-MAG</i></b> .....	<b>106</b>
5.1.1	<b>Formulation du problème</b> .....	108
5.1.2	<b>Equation de conservation de l'énergie</b> .....	110
5.1.3	<b>Conditions aux limites</b> .....	111
5.1.4	<b>Déformation de la surface du bain liquide</b> .....	113
5.1.5	<b>Implémentation du modèle dans le logiciel Comsol Multiphysics®</b> .....	114
5.1.6	<b>Maillage</b> .....	118
5.1.7	<b>Etude de sensibilité des paramètres de la source de chaleur</b> .....	119
5.1.8	<b>Modification de la conductivité thermique</b> .....	123
5.1.9	<b>Etude de sensibilité des paramètres de la pression d'arc</b> .....	124
<b>5.2</b>	<b><i>Modélisation du soudage laser</i></b> .....	<b>124</b>
<b>5.3</b>	<b><i>Modélisation du soudage Hybride</i></b> .....	<b>127</b>
<b>5.4</b>	<b><i>Conclusion</i></b> .....	<b>129</b>

<b>6. Validation et ajustement des modèles de soudage MAG, laser et hybride laser/MAG</b>	<b>131</b>
6.1 <i>Comparaison expérimentale et numérique des coupes transversales macrographiques</i>	<b>132</b>
6.2 <i>Comparaison expérimentale et numérique des longueurs de bain de fusion</i>	<b>135</b>
6.3 <i>Comparaison expérimentale et numérique des coupes longitudinales</i>	<b>136</b>
6.4 <i>Rendement et rayon de distribution de la source MAG</i>	<b>138</b>
6.5 <i>Déformation de la surface du bain de fusion et pressions d'arc correspondantes</i>	<b>139</b>
6.6 <i>La puissance laser</i>	<b>142</b>
6.7 <i>Bilan des paramètres à calibrer</i>	<b>143</b>
6.8 <i>Cycles thermiques</i>	<b>144</b>
6.9 <i>Conclusion</i>	<b>146</b>
<b>7. Conclusion et perspectives</b>	<b>148</b>
<b>ANNEXES</b>	<b>152</b>
Annexe 1 : Etude de sensibilité des propriétés thermophysiques	<b>154</b>
Annexe 2 : Etude de sensibilité de la géométrie de la modélisation	<b>156</b>
Annexe 3 : Etude du flux évaporé	<b>158</b>
<b>BIBLIOGRAPHIE</b>	<b>162</b>



# NOMENCLATURE

## Notations :

$c_p$	la capacité thermique massique ( $\text{J.kg}^{-1}.\text{K}^{-1}$ )
$c_p^{eq}$	la capacité thermique massique équivalente ( $\text{J.kg}^{-1}.\text{K}^{-1}$ )
$E_t$	l'énergie totale (J)
$F$	la fonction à minimiser
$h$	le coefficient de transfert de chaleur par convection ( $\text{W.m}^{-2}.\text{K}^{-1}$ )
$h'$	la mesure de la profondeur de la déformation sur le film (m)
$h_{réelle}$	la profondeur réelle de la déformation (m)
$I$	le courant de soudage (A)
$J$	le flux évaporé ( $\text{mol.cm}^{-2}.\text{s}^{-1}$ )
$L$	la longueur caractéristique de l'écoulement (m)
$L_{evap}$	l'enthalpie latente d'évaporation ( $\text{J.kg}^{-1}$ )
$L_f$	l'enthalpie latente de fusion ( $\text{J.kg}^{-1}$ )
$M$	la masse molaire en ( $\text{g.mol}^{-1}$ )
$m_{goutte}$	la masse d'une gouttelette (kg)
$\vec{n}$	le vecteur normal unitaire
$p^0$	la pression de vapeur de l'espèce évaporée à la surface du liquide ( $\text{g.cm}^{-1}.\text{s}^{-2}$ )
$P_{goutte}$	la pression des gouttes (Pa)
$P_{arc}$	la pression d'arc (Pa)
$P_{max}$	la pression maximale (Pa)
$Pe$	le nombre de Péclet
$Q$	la densité volumique de puissance ( $\text{W.m}^{-3}$ )
$R$	la constante des gaz parfait ( $R = 8.314.10^7 \text{ g.cm}^2.\text{s}^{-2}.\text{mol}^{-1}.\text{K}^{-1}$ )
$r_{goutte}$	le rayon d'une gouttelette (m)
$r_q$	le rayon de distribution de chaleur (m)
$s$	la surface supérieure de la pièce ( $\text{m}^2$ )
$S_{bombée}$	la surface du bombée ( $\text{m}^2$ )
$T$	la température (K)
$T_0$	la température ambiante (K)
$T_{evap}$	la température d'évaporation (K)
$T_f$	la température de fusion (K)
$T_l$	la température du liquidus (K)
$T_s$	la température du solidus (K)
$u$	la variable inconnue
$U$	la tension de soudage (V)
$U_0$	la vitesse de déplacement ( $\text{m.s}^{-1}$ )
$V$	la vitesse de fluide ( $\text{m.s}^{-1}$ )
$V_d$	le volume supplémentaire dû à l'apport de matière en soudage ( $\text{m}^3$ )

$V_f$	la vitesse d'apport de matière ( $\text{m.s}^{-1}$ )
$V_{goutte}$	la vitesse d'une gouttelette ( $\text{m.s}^{-1}$ )
$z_0$	la cote de la surface supérieure de la pièce (m)

Lettres grecques :

$\alpha$	le multiplicateur de Lagrange
$\varepsilon$	l'émissivité thermique
$\phi$	la fonction de l'espace donnant la position selon l'axe z de la surface du bain liquide
$\phi_s$	le profil de la surface solidifiée
$\Phi_{surface}$	la densité de flux de chaleur en surface ( $\text{W.m}^{-2}$ )
$\Phi_{source}$	la densité de flux de chaleur apportée ( $\text{W.m}^{-2}$ )
$\Phi_{convection}$	la densité de flux de chaleur par convection ( $\text{W.m}^{-2}$ )
$\Phi_{rayonnement}$	la densité de flux de chaleur par rayonnement ( $\text{W.m}^{-2}$ )
$\gamma$	la tension de surface du métal en fusion ( $\text{N.m}^{-1}$ )
$\eta$	le rendement d'arc
$\bar{\phi}$	la densité de flux de chaleur ( $\text{W.m}^{-2}$ )
$\lambda$	la conductivité thermique ( $\text{W.m}^{-1}.\text{K}^{-1}$ )
$\lambda_{eq}$	la conductivité thermique équivalente ( $\text{W.m}^{-1}.\text{K}^{-1}$ )
$\rho$	la masse volumique ( $\text{kg.m}^{-3}$ )
$\rho_l$	la masse volumique du métal liquide ( $\text{kg.m}^{-3}$ )
$\sigma$	la constante de Stefan-Boltzmann ( $5,67.10^{-8} \text{ W.K}^{-4}.\text{m}^{-2}$ )
$\sigma_p$	le paramètre de distribution de la pression d'arc (m)



# 1. Introduction

Les procédés de soudage hybride laser-arc apportent des avantages substantiels par rapport au soudage laser ou au soudage à l'arc pris séparément. Ces avantages : vitesse de soudage et épaisseur des pièces à souder plus élevées, tolérances de préparation des pièces considérablement élargies, meilleure stabilité du bain de fusion, amélioration des qualités métallurgiques du joint soudé, flexibilité, contribuent à une très forte augmentation de productivité. Plus important encore, les techniques hybrides sont celles dont on peut attendre des solutions innovantes au soudage des matériaux plus performants dont l'utilisation va se généraliser de plus en plus (aciers à très haute résistance par exemple, métaux dissemblables...). Pour l'implantation en production industrielle des techniques hybrides et pour lever les hésitations des constructeurs, il est nécessaire de mieux maîtriser la connaissance des phénomènes physiques complexes qui régissent ces procédés et de développer des matériels plus performants, utilisables avec des robots. C'est pourquoi l'Institut de Soudure a initié le projet de recherche HYPROSOUND, acronyme de « Maîtrise du procédé de soudage HYbride laser-arc : amélioration de la PROductivité en SOUDage ». Ce programme a reçu le soutien de l'Agence Nationale de la Recherche, au titre du programme Matetpro 2006, ainsi que celui du Fonds Européen de Développement Régional (FEDER), du conseil régional de Lorraine et du conseil général de Moselle. Le projet HYPROSOUND a débuté en septembre 2007 et terminera en mars 2011.

Le projet HYPROSOUND dans lequel s'inscrit ma thèse propose un programme de recherche permettant de mieux maîtriser le procédé de soudage hybride laser-MIG, de développer des matériels adaptés au marché et de mettre au point des modes opératoires de soudage permettant une construction soudée plus compétitive et capables d'assembler les matériaux du futur. Les différents partenaires du projet sont l'Institut de Soudure, LHOR Industries, Caterpillar, PIMM (Laboratoire des Procédés et Ingénierie en Mécanique et Matériaux), LETAM (Laboratoire d'étude des textures et application aux matériaux) et Air Liquide. Les différentes tâches du projet ainsi que les partenaires impliqués dans ces tâches sont présentés dans la Figure 1. Le programme de travail sur 42 mois comprend :

- L'étude physique du procédé (interactions laser/arc/substrat) et la modélisation des sources d'énergie. Un modèle 3D décrivant les transferts thermiques, la formation du bain de fusion et les cycles thermiques associés permettra une modélisation prédictive du soudage hybride laser/MIG-MAG.
- Le développement et la fabrication d'une tête de soudage hybride miniaturisée et robotisable.
- Le développement du procédé de soudage hybride-MIG pour la détermination des domaines de soudage optimaux de plusieurs nuances d'aciers.
- L'étude expérimentale et numérique des contraintes résiduelles et les déformations induites.
- La validation des résultats sur des pièces réelles et l'évaluation technico-économique du procédé de soudage hybride par rapport au soudage à l'arc et au soudage laser.

- La valorisation des résultats (prise de brevets, large diffusion, formation, conférences, groupes de travail).

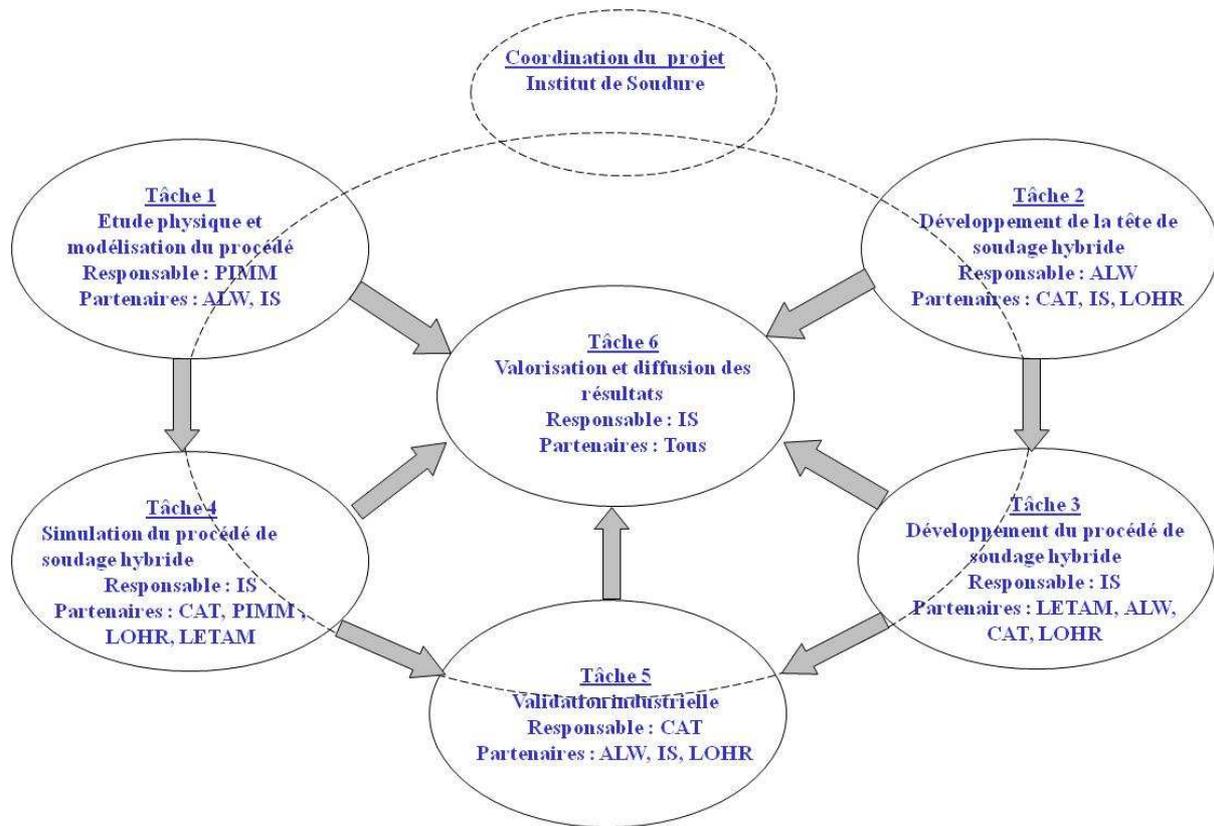


Figure 1: Présentation des différentes tâches du projet HYPROSOUD

Les objectifs de cette thèse dans le cadre de la tâche 1 de ce projet sont d'apporter une compréhension des phénomènes d'interaction laser/arc/matériau et de réaliser une simulation du procédé hybride laser/MIG-MAG et des phénomènes physiques. En effet, l'association de l'arc électrique au faisceau laser permet d'améliorer notablement la stabilité du bain de métal fondu, d'augmenter les performances, les tolérances d'accostage et la soudabilité métallurgique. Cependant, cette combinaison pose aussi de nombreux problèmes de mise en œuvre et d'interaction en fonction de la longueur d'onde du faisceau laser, du matériau à souder et de la nature des gaz d'assistance utilisés. Par ailleurs, les potentialités du procédé hybride avec fil d'apport sont loin d'être totalement connues et de plus sa mise en œuvre précise nécessite généralement de nombreuses études. Les travaux abordés dans la thèse se décomposent en 2 phases: une première phase concerne un aspect expérimental permettant la compréhension des différents processus présents dans ce procédé. Ces données expérimentales permettront de valider les résultats des simulations numériques qui seront réalisées dans une seconde phase.

L'influence des principaux paramètres opératoires et de leurs effets sur la géométrie du cordon de soudure ont été étudiés pour le procédé hybride laser/MIG-MAG. Elle porte donc principalement sur l'étude des variations des paramètres opératoires utilisés, les

observations macroscopiques sur le résultat produit et les corrélations entre ces 2 aspects. On regardera notamment les effets :

- du positionnement du fil d'apport et de sa vitesse,
- du positionnement de l'arc (devant ou derrière le laser) et sa distance par rapport à l'axe du faisceau,
- du courant et de la tension d'arc soit de la puissance d'arc,
- de la vitesse de soudage.

Si les résultats précédents doivent permettre de caractériser correctement le résultat de soudage produit et d'en déterminer les modes principaux d'obtention, ils ne donnent en revanche que peu d'informations sur les différents mécanismes qui interagissent pour produire le résultat observé. L'originalité de cette étude repose sur l'utilisation d'une caméra rapide afin d'observer les phénomènes au voisinage du bain fondu. L'observation latérale par caméra rapide du couplage entre l'arc électrique et la vapeur métallique issue du keyhole devrait permettre de visualiser l'éventuel confinement de l'arc par le keyhole, les domaines de stabilité de l'arc, la qualité du transfert du fil d'apport, l'interaction des vapeurs métalliques et de l'arc électrique, en fonction de certains paramètres opératoires précédemment décrits. L'observation du bain de soudage par caméra rapide devrait permettre de visualiser la stabilité du bain et celle du keyhole, l'action de l'arc électrique (et du transfert de gouttes en hybride MAG) sur l'ouverture du keyhole et sur le bain (pression d'arc), les élargissements de bain et les effets hydrodynamiques d'apport de fil en fonction des différents paramètres opératoires utilisés.

Dans le cadre de cette thèse, une modélisation numérique thermique tridimensionnelle des procédés de soudage MIG-MAG, laser et hybride laser/MIG-MAG a été développée. Ces modèles sont capables de prédire la géométrie 3D du bain de fusion et les cycles thermiques induits. L'objectif du projet est de déterminer les cycles thermiques en vue d'effectuer par la suite des calculs thermomécaniques à la charge de l'IS. L'originalité de ce travail est la prise en compte de la déformation de la surface du bain fondu induite par la pression de l'arc ainsi que de l'apport de matière lors des procédés de soudage MAG et hybride. En effet, en soudage MIG-MAG, l'énergie de l'arc est déposée sur une surface du bain liquide déformée. Le modèle permet le calcul de cette déformation du bain de fusion. Les calculs ont été réalisés sur le logiciel évolutif COMSOL Multiphysics®.

Ce manuscrit présente dans un premier temps l'état de l'art sur les procédés de soudage MIG-MAG, laser et hybride laser/MIG-MAG. Le dispositif expérimental est décrit dans un second chapitre: les techniques de mesure spécifiques utilisées seront expliquées en détail. Par la suite, un chapitre sera consacré aux différents résultats issus des nombreux essais expérimentaux et à leurs analyses. La description du modèle numérique 3D thermique prenant en compte l'apport de matière sera présentée avec précision dans un quatrième chapitre. Le dernier chapitre portera sur la comparaison et la validation du modèle numérique par rapport aux résultats expérimentaux.



## 2. Etude bibliographique

### 2.1 Introduction

Le procédé de soudage hybride a pris naissance dans les années 70. Celui-ci associe deux méthodes de soudage qui sont généralement le laser et un procédé à l'arc. Dans le cadre de cette thèse, le procédé à l'arc choisi est le soudage MIG-MAG (Metal Inert Gas - Metal Active Gas).

L'utilisation du soudage hybride durant ces dernières années s'est énormément développée. En effet, ce procédé permet des utilisations aussi variées que celles de l'industrie lourde, l'automobile, l'aérospatiale, la construction navale et le domaine du nucléaire.

Nous présentons dans ce chapitre l'étude bibliographique relative à ce procédé de soudage. Cependant, avant de l'aborder plus en détail, il nous est apparu utile de commencer d'abord par étudier séparément chacun des procédés laser et MIG. Cet état de l'art portera donc sur les études expérimentales et numériques liées aux procédés de soudage laser, MIG et hybride laser/MIG-MAG. Ce chapitre est décomposé en cinq parties :

La première partie présente rapidement les généralités du soudage.

La seconde traite du soudage MIG-MAG. Elle se décompose en quatre sous-parties. Dans la première, une présentation du principe de fonctionnement du soudage MIG-MAG est réalisée. Dans la seconde, les différents régimes de transfert du métal d'apport sont présentés. Un état de l'art sur le soudage MIG-MAG est fait dans la troisième sous-partie qui insiste sur les travaux expérimentaux et dans la quatrième sous-partie où sont exposés les modèles numériques issus de la littérature qui permettent de simuler les phénomènes physiques apparaissant lors du soudage.

La troisième partie présente le procédé de soudage laser. Quatre sous-parties y sont développées. Une première sous-partie décrit le rayonnement laser. Dans la seconde, on y retrouve une description du principe de fonctionnement et de l'utilisation du procédé. Comme pour le procédé MIG-MAG, les troisième et quatrième sous-parties sont réservées à l'état de l'art qui décrit les résultats expérimentaux et les modèles numériques que l'on peut retrouver dans la littérature.

La quatrième partie expose le procédé de soudage hybride. Trois sous-parties y sont présentées. Dans la première, une présentation du principe du soudage est développée. Les 2 dernières parties présentent d'une part les travaux décrivant des résultats expérimentaux et d'autre part les travaux portant sur la modélisation numérique du soudage hybride. Cependant, du fait de la complexité du procédé, le nombre de publications accessibles à ce jour est relativement restreint.

Pour finir, une conclusion sur l'ensemble de la bibliographie est réalisée. Celle-ci reprend l'ensemble des parties exposées avec les conclusions qui s'imposent. Une ouverture sur les perspectives liées à ce travail de thèse sera développée dans cette dernière partie.

## 2.2 Généralités

Le soudage des métaux est une technique d'assemblage permanent qui établit la continuité métallique entre les pièces soudées. La soudure est le nom donné au joint formé par la fusion des bords des pièces à souder entre elles, avec ou sans adjonction d'un métal d'apport. La soudure peut donc être le résultat du seul mélange des métaux de base (les métaux à souder) ou du mélange des métaux de base et d'un métal d'apport. Beaucoup de métaux sont soudables moyennant des études préalables et la mise au point de modes opératoires spécifiques ; citons les aciers, le cuivre, l'aluminium, le nickel et leurs alliages.

Contrairement aux idées reçues, les techniques de soudage sont en pleine évolution, pour ne pas dire révolution. Si les premières réalisations soudées ou brasées remontent à l'âge de bronze, ce n'est que depuis le début du 20<sup>ème</sup> siècle que la maîtrise d'un arc électrique permet de réaliser la fusion puis la solidification de matériaux pour constituer un assemblage dit par soudage. Il faut pourtant attendre la fin de la seconde guerre mondiale pour que des constructions soudées soient utilisées dans la réalisation de structures ou bâtis.

On commence alors à parler de mécano-soudage. Or, les seuls procédés industrialisés de façon importante sont la soudure oxyacétylénique et la soudure à l'arc à l'électrode enrobée. Au fur et à mesure de la maîtrise des sources thermiques (arc électrique, laser, plasma d'arc, faisceau d'électrons) et des systèmes automatisés, les différents procédés ont gagné en fiabilité et en qualité de réalisation. Les ensembles mécano-soudés sont maintenant devenus irremplaçables dans de nombreuses applications.

Cette opération peut être assimilée à une opération locale d'élaboration métallurgique et à une opération locale de traitement thermique donnant une structure cristalline dépendant à la fois de la composition chimique élaborée et du traitement thermique. Ainsi réalisée, la soudure se décompose en plusieurs zones (Figure 2) :

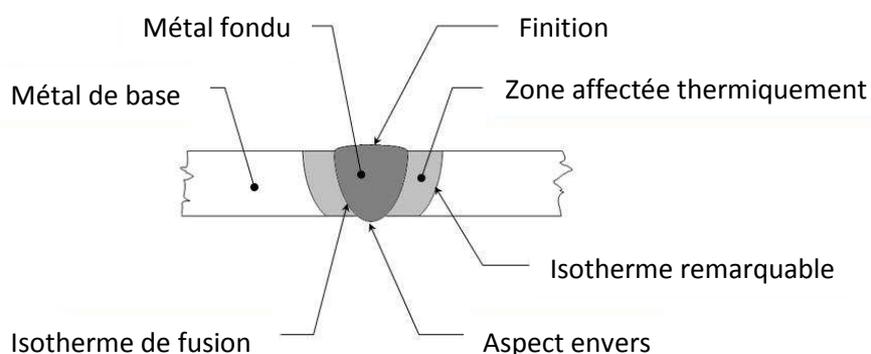


Figure 2: Cordon de soudure

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

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

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

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

La composition chimique de la zone fondue résulte principalement de celle du métal de base et du métal d'apport presque toujours additionné lors de l'opération de soudage. La dilution est alors définie par la proportion de métal de base dans la zone fondue. A ceci, vient s'ajouter la perte de certains constituants par volatilisation et l'action de l'oxygène et de l'azote de l'air, et l'action des constituants du gaz de soudage.

Le soudage revêt également un aspect thermique particulier du fait :

- des rapides changements de température (élévation de température et refroidissement),
- du faible temps de maintien de la température maximale,
- de la localisation du point chaud entraînant un gradient de température important entre les parties chaudes et les parties froides.

Le cycle thermique résultant est responsable de la structure métallurgique des différentes zones de la soudure. Selon l'analyse chimique des matériaux, un cycle rapide peut conduire à une structure fragile ou au contraire douce et ductile.

Le soudage est donc une opération de métallurgie très complexe au cours de laquelle il faut prendre en compte :

- Le métal de base choisi en fonction de la pièce à réaliser pour ses particularités mécaniques, chimiques,...
- Le couple métal d'apport – gaz de soudage, qui contribue à la composition chimique de la zone fondue. Le métal d'apport sera choisi en fonction de la qualité et des caractéristiques que la soudure devra présenter.

- L'énergie de soudage qui régit le cycle thermique induisant la structure de la zone fondue et de la zone thermiquement affectée.

Il existe de nombreux procédés de soudage dont les principes et la mise en œuvre sont très différents. Pour les uns, l'assemblage est obtenu par fusion locale des éléments à assembler, pour d'autres, la continuité métallique est obtenue sans fusion par effets purement mécaniques. On peut aisément classer ces procédés en fonction des énergies mises en œuvre comme présenté sur la Figure 3.

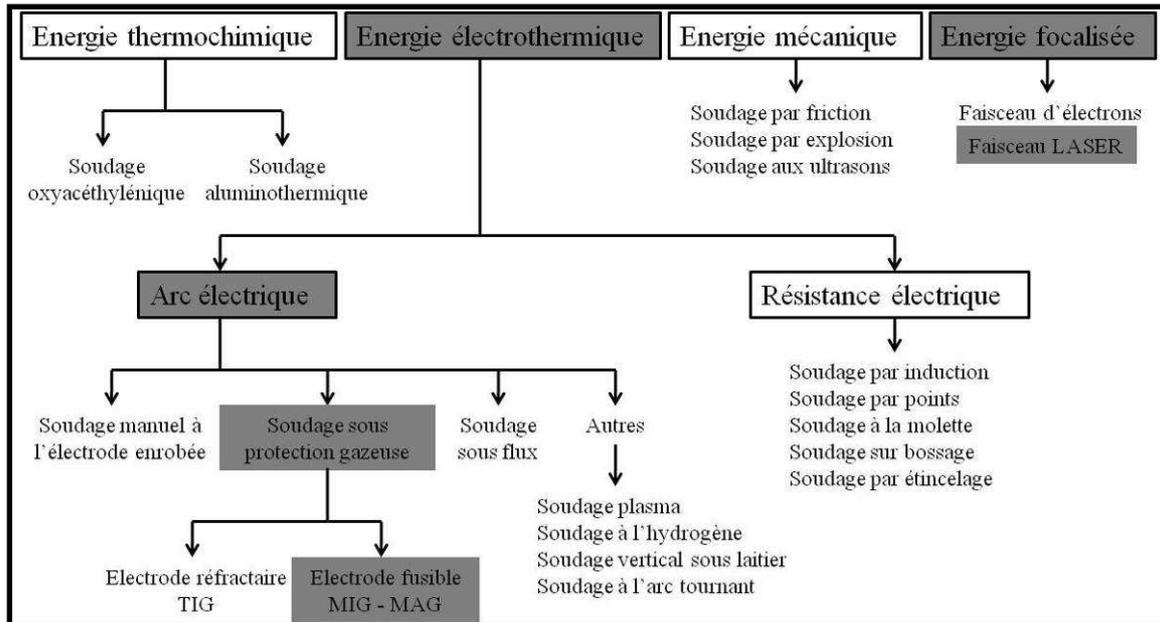


Figure 3: classifications des procédés de soudage [CETIM 1989]

La conséquence directe de cette classification est la comparaison des énergies des différentes sources (Figure 4). Notons qu'il est préférable d'utiliser la notion d'énergie spécifique (énergie par unité de surface) pour comparer les différents procédés entre eux.

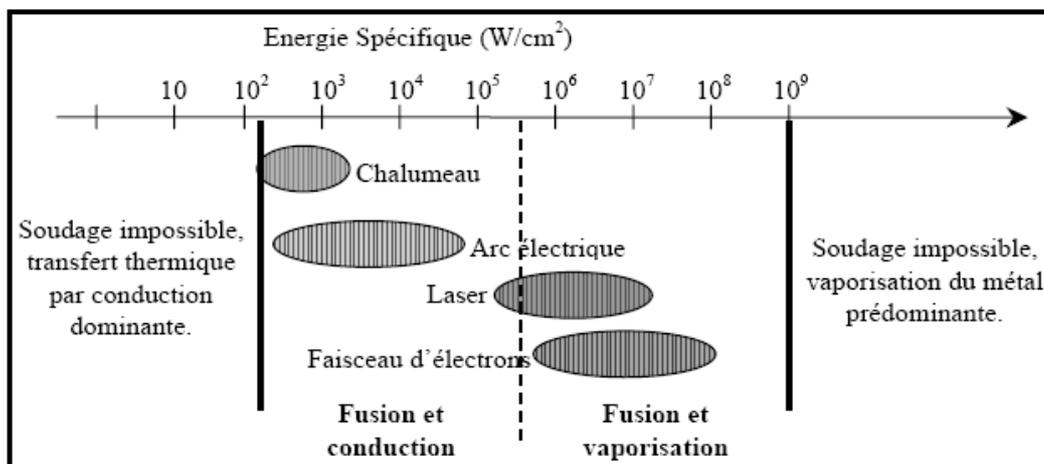


Figure 4 : Sources thermiques et densités d'énergies [CETIM 1989]

Il ressort alors que les procédés à l'arc électrique ont des densités d'énergie moyennes et que leur rendement va varier suivant que l'on ait ou non transfert de métal. Les procédés laser et faisceau d'électrons ont eux des densités d'énergies importantes, ces procédés ont comme phénomènes prédominants la vaporisation du métal.

Le soudage hybride laser / MIG-MAG permet de cumuler les avantages des deux procédés couplés tout en s'affranchissant des inconvénients. Ainsi, l'association laser et MIG-MAG permet de conserver des vitesses de soudage élevées (grâce au laser), d'avoir des tolérances d'accostage moins sévères qu'en laser seul (grâce à la source MIG-MAG et son apport de matière) et de limiter l'échauffement de la pièce en cours de soudage, et donc ses déformations (grâce au laser).

## 2.3 Le procédé de soudage MIG-MAG

### 2.3.1 Définition et principe du soudage MIG-MAG

Découvert au cours de la deuxième guerre mondiale, le développement du procédé MIG-MAG (nommé aussi Gaz Metal Arc Welding, GMAW) visait à réduire le coût de soudage des matériaux épais. Il s'est vite imposé dans l'industrie en raison de son efficacité au regard des soudures importantes.

Enfin, comparativement au procédé TIG, déjà employé à l'époque, le procédé MIG-MAG s'est aussi révélé plus rapide, notamment sur les matériaux plus épais. Aujourd'hui, ce procédé de soudage est indispensable dans l'industrie de la fabrication en général.

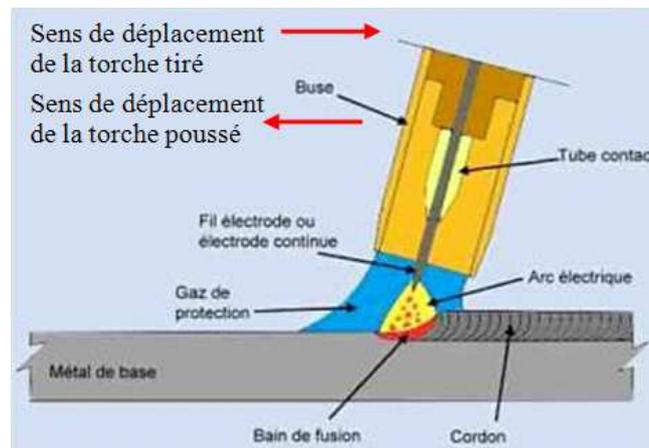


Figure 5 : Procédés de soudage MIG/MAG [CETIM 1989]

La fusion est obtenue grâce à un arc électrique s'établissant entre le fil-électrode, continu et fusible, et le métal de base (Figure 5). Un gaz ou un mélange de gaz provenant d'une source externe assure la protection du bain de fusion contre la contamination atmosphérique durant le soudage. La chaleur que dégage l'arc provoque la fusion de l'extrémité du fil-électrode et du métal de base. Différentes formes de gouttelettes de métal

fondu, projetées du fil-électrode vers le bain de fusion où elles se solidifient, produisent la soudure désirée. Le fil-électrode, généralement de petit diamètre, est continuellement amené à l'arc de soudage, par un mécanisme de dévidage, où il fond sous l'effet de la chaleur qui y est générée.

Selon la nature du gaz de protection employé, le procédé GMAW se divise en deux catégories et est désigné par un acronyme spécifique. Ainsi, on distingue :

- **Le procédé MAG** (Metal Active Gas) qui utilise un gaz actif. Il peut s'agir de gaz carbonique (CO<sub>2</sub>), d'un mélange d'argon et de gaz carbonique (Ar-CO<sub>2</sub>) ou d'un mélange d'argon et d'oxygène (Ar-O<sub>2</sub>).
- **Le procédé MIG** (Metal Inert Gas) qui emploie un gaz inerte, à savoir de l'argon (Ar), de l'hélium (He) ou un mélange d'argon et d'hélium (Ar-He).

Le soudage à l'arc électrique sous protection gazeuse avec fil plein présente de nombreux avantages, mais aussi quelques inconvénients qui sont synthétisés dans le tableau suivant (Tableau 1) :

Avantages	Inconvénients
<ul style="list-style-type: none"> <li>- Forte productivité.</li> <li>- Grande vitesse de soudage (gain de temps).</li> <li>- Taux de dépôt de métal important.</li> <li>- Limitation des déformations.</li> <li>- Nombre de reprises de soudure limité.</li> <li>- Pas de laitier à enlever.</li> <li>- Large gamme d'épaisseur.</li> <li>- Bonnes qualités de joint et bonnes caractéristiques mécaniques.</li> <li>- Soudage dans toutes les positions.</li> <li>- Contrôle aisé de la pénétration en régime de court-circuit.</li> <li>- Aspect de cordon correct.</li> <li>- Procédé automatisable.</li> <li>- Fatigue moindre du soudeur</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>- Entretien fréquent et minutieux.</li> <li>- Difficile à utiliser dans les endroits exigus et peu pratique pour les applications qui exigent un grand déplacement de la torche entre deux soudures.</li> <li>- Les économies de temps réalisées avec ces procédés peuvent être grandement réduites par une technique d'exécution inadéquate. En effet, la vitesse de soudage élevée exige des précautions additionnelles et demande au soudeur de réagir très vite. Ainsi, le fil peut demeurer figé dans le bain de fusion solidifié ou fondre dans le tube contact, ce qui entraîne une perte de temps considérable pour l'extraire avant de poursuivre le travail.</li> </ul>

*Tableau 1: Avantages et inconvénients du soudage MIG-MAG*

Les procédés de soudage à l'arc utilisent comme moyen de chauffage l'énergie d'un arc électrique que l'on crée entre une électrode et les pièces à assembler. Dans un milieu gazeux, entre deux électrodes (une anode reliée au pôle positif d'une source de courant et une cathode connectée au pôle négatif) portées à un potentiel convenable, il est possible d'amorcer et de maintenir un arc électrique. En frottant les électrodes entre elles et sous l'effet de la différence de potentiel, des électrons jaillissent de la cathode et sont attirés vers l'anode. Ces électrons s'accélèrent sous l'action du champ et ionisent les atomes du gaz environnant, le rendant ainsi conducteur. En écartant l'électrode de quelques millimètres, le processus

s'entretient en créant une réaction en chaîne et crée un arc continu. L'arc se compose de trois zones :

- **La tâche cathodique** qui reçoit les ions positifs et qui est émettrice d'électrons. Il en résulte une brusque variation de potentiel à proximité de la cathode.
- **La tâche anodique** qui est soumise au bombardement électronique. La variation de potentiel est là aussi très brusque.
- **La colonne d'arc**, dite aussi colonne de plasma, qui relie les deux tâches en formant un conducteur gazeux. Dans cette partie de l'arc, la chute de tension est faible et linéaire.

Pour que l'opération de soudage se passe correctement, l'arc doit être le plus stable possible. Cependant, celui-ci est conducteur et peut donc être dévié par un champ magnétique créé à partir des particules en mouvement. Ce phénomène ne se produit que dans le cas d'une source continue. Il est possible de redresser le flux en équilibrant la masse, en réduisant la distance tube contact tôle ou en enroulant le câble d'amené du courant autour de la pièce.

### 2.3.2 Le transfert de métal

Le soudage à l'arc de type MIG-MAG étant toujours alimenté en courant continu avec polarité inverse, l'électrode fusible est reliée au pôle positif. Le fil est alors soumis au flux d'électrons, ce qui favorise la fusion. Le choix de la polarité inverse s'explique par une plus grande stabilité de l'arc. En effet, dans le cas d'une polarisation directe, les gouttes de métal sont plus grosses et se détachent moins facilement, ce qui conduit à l'obtention d'un cordon bombé.

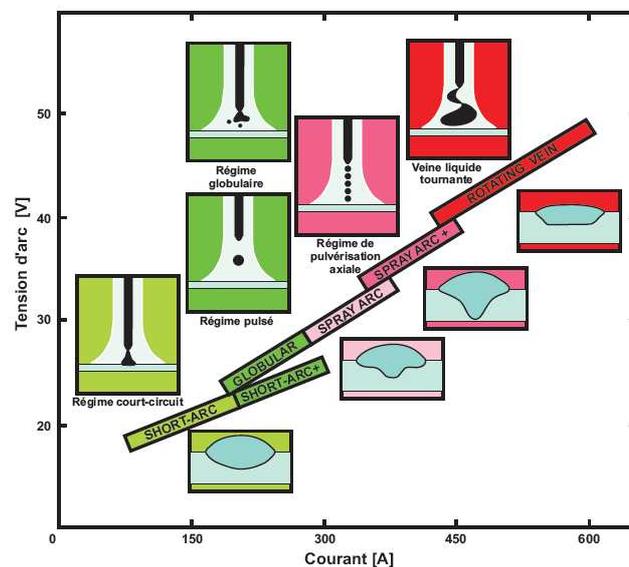


Figure 6 : Influence de la tension et de l'intensité du courant sur le régime de transfert de métal en soudage MIG dans l'argon [SAF-FRO 2009]

A partir de ce type d'alimentation, le transfert de métal dans l'arc peut s'effectuer de plusieurs façons selon la nature du gaz de protection, la tension et l'intensité de l'arc (Figure 6). On dénombre trois modes de transfert de base :

**Le transfert par court circuit :** Obtenu à faible énergie d'arc (<200 A et 14 à 20 V), il se caractérise par la formation d'une goutte en bout de fil venant en contact avec le bain liquide. Le courant augmente alors rapidement, faisant apparaître un pincement facilitant le détachement de la goutte. Cette technique permet de souder de faibles épaisseurs grâce à une grande maîtrise du bain de fusion mais conduit à un arc court et instable et à des projections de métal sur les pièces soudées (Figure 7a).

**Le transfert par pulvérisation axiale :** Dans le cas des grandes énergies (> à 25 V et à 250 A), l'extrémité du fil présente un cône allongé. Le transfert se produit sous forme de fines gouttelettes dont le diamètre est inférieur à celui du fil et qui sont projetées à grande vitesse sur la pièce. Ce mode autorise une grande profondeur de pénétration et des volumes de métal déposé importants (Figure 7b).

**Le transfert globulaire :** Compris entre les deux modes précédents, il se caractérise par une croissance lente des gouttes. L'intensité n'étant pas suffisante pour expulser la goutte, celle-ci va grossir jusqu'à tomber sous son propre poids. La goutte suit alors une trajectoire aléatoire qui n'est pas toujours dans l'axe de l'arc. Ce mode, instable, conduit à de faible profondeur de pénétration et à de nombreuses projections (Figure 7c).

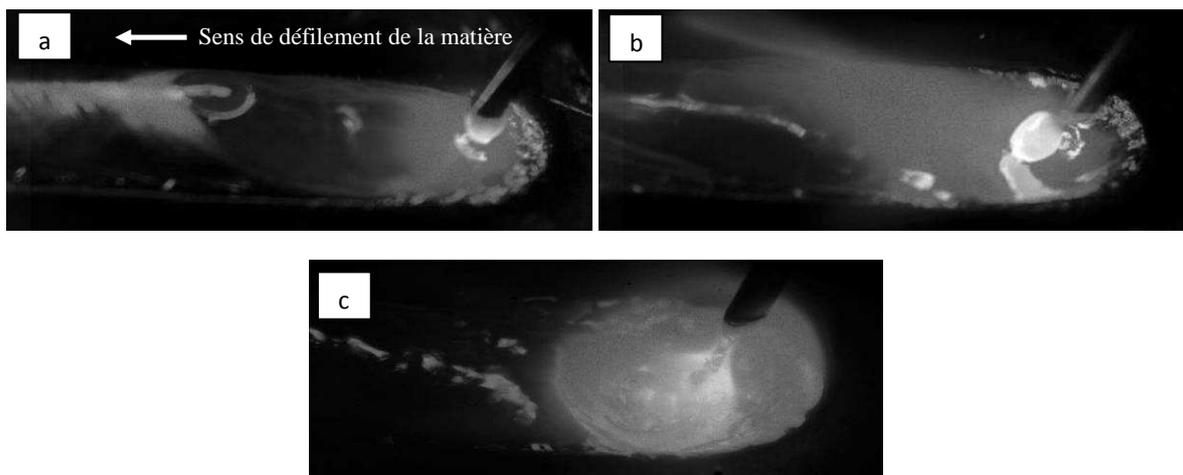


Figure 7 : Observation à la caméra rapide des 3 régimes de transfert du soudage MAG : a – court circuit (146 A, 16 V), b - globulaire (220 A, 19 V), c - spray (365 A, 27,8 V)  
[LE GUEN 2010]

A ces trois modes de transfert de base, il faut ajouter les trois modes dérivés suivants :

**Le régime pulsé :** Un courant de base maintenant l'arc établi est associé à des pics d'intensité permettant le transfert d'une fine gouttelette. Ce mode de transfert présente les mêmes avantages que la pulvérisation axiale mais à courant moyen inférieur. Il permet de s'affranchir des problèmes liés au transfert globulaire lorsque les conditions exigent son utilisation.

***Le transfert par court circuit forcé :*** Le transfert par court circuit ne permettant pas de souder à des vitesses importantes ( $\leq 0,5$  m/min), et le transfert globulaire entraînant de grosses projections, les soudeurs ont souvent recours à ce mode dérivé. Avec une énergie d'arc située dans le domaine globulaire et un poste de soudage transistorisé, il permet de maintenir un transfert par court circuit et d'accroître la vitesse de soudage tout en améliorant le profil de la pénétration.

***Le transfert à veine liquide rotative :*** A très forte énergie de soudage, le transfert par pulvérisation axiale est soumis à des forces électromagnétiques importantes. Le métal en transfert se met alors à tourner formant une veine liquide rotative.

### **2.3.3 Les paramètres opératoires et physiques induits par le soudage MIG-MAG**

Pour le procédé de soudage MIG-MAG, différents paramètres opératoires peuvent être ajustés pour une optimisation des performances. Ces paramètres ont une influence sur la géométrie des cordons de soudure :

- Vitesse de soudage : l'augmentation de la vitesse de soudage à une intensité fixe conduit à des bains fondus moins pénétrés. En augmentant la vitesse de soudage, on diminue aussi la largeur du cordon, la surépaisseur et la dilution.
- Courant : l'augmentation du courant de soudage conduit à une élévation de la température à la surface de la pièce ce qui induit une influence sur les caractéristiques géométriques du cordon de soudure.
- Tension : l'augmentation de la tension de soudage entraîne une modification de la géométrie des cordons de soudure. On peut noter que la tension d'arc doit être maintenue constante et/ou régulée avec précision.
- Matériau et diamètre du fil d'apport : le matériau du fil de soudage correspond au métal de base de la pièce et est défini en fonction des caractéristiques du métal déposé. Le diamètre du fil est défini par la quantité de matière que l'on souhaite apporter.
- Vitesse d'avance du fil d'apport : la vitesse d'avance du fil d'apport définit la quantité de matière apportée.
- Gaz de protection et son débit : le gaz de protection va permettre de définir les différentes phases de mode du détachement du fil (court-circuit, globulaire et spray). Par exemple, la composition du gaz va permettre de diminuer la phase de régime globulaire qui est un mode instable de l'arc. La composition du gaz joue aussi un rôle sur la protection du matériau à souder (éviter l'oxydation).
- Angle d'inclinaison de la torche : l'inclinaison de la torche de soudage influence essentiellement la géométrie de l'arc.
- Distance entre la buse de sortie de fil et la pièce à souder : cette distance définit la hauteur d'arc qui influe sur la répartition de l'arc.
- Sens de déplacement de la torche : tiré ou poussé (Figure 5).

Les phénomènes physiques intervenant lors du procédé de soudage MIG-MAG sont nombreux. Parmi les phénomènes présents, on peut citer les phénomènes de transfert thermique et de mécanique des fluides apparaissant dans le bain liquide mais également dans la phase gazeuse (Figure 8). Lors du soudage, la surface libre du bain, en contact avec l'atmosphère protectrice gazeuse subit les actions combinées de l'arc et du gaz. La poussée d'arc à la surface (pression d'arc), liée au processus d'évaporation de la surface, au flux d'électrons en provenance de la cathode, et influencée par le flux de gaz entraîné par les forces électromagnétiques (ou forces de Lorentz), conditionne les mouvements de convection dans le bain. Cette poussée d'arc crée aussi une déformation de la surface du bain liquide : le liquide en fusion s'enfonce du fait de la forte pression exercée. Les mouvements de convection sont également influencés par les phénomènes de tension superficielle (effet Marangoni), les forces de Lorentz au sein du métal liquide ainsi que des forces de flottabilité (convection naturelle). Les mouvements de convection dans la zone fondue entraînent à leur tour également une déformation de la surface libre, accentuée si la source de chaleur est en mouvement. L'apport de matière sous forme de gouttes au niveau de la surface libre du bain fondu modifie également les phénomènes thermohydrauliques lors de la chute des gouttes mais également l'apport de chaleur au sein du bain. Les gouttes en tombant dans le bain liquide apportent leur énergie, leur quantité de mouvement et leur masse. Cet apport de matière fondue va donc influencer la géométrie du bain et la partie solidifiée à l'arrière du bain avec la formation d'un bourrelet. L'ensemble de ces paramètres supplémentaires par rapport à un cas de soudage sans apport de matière, ajoute donc des difficultés dans la compréhension des phénomènes intervenant dans le soudage à l'arc MIG-MAG.

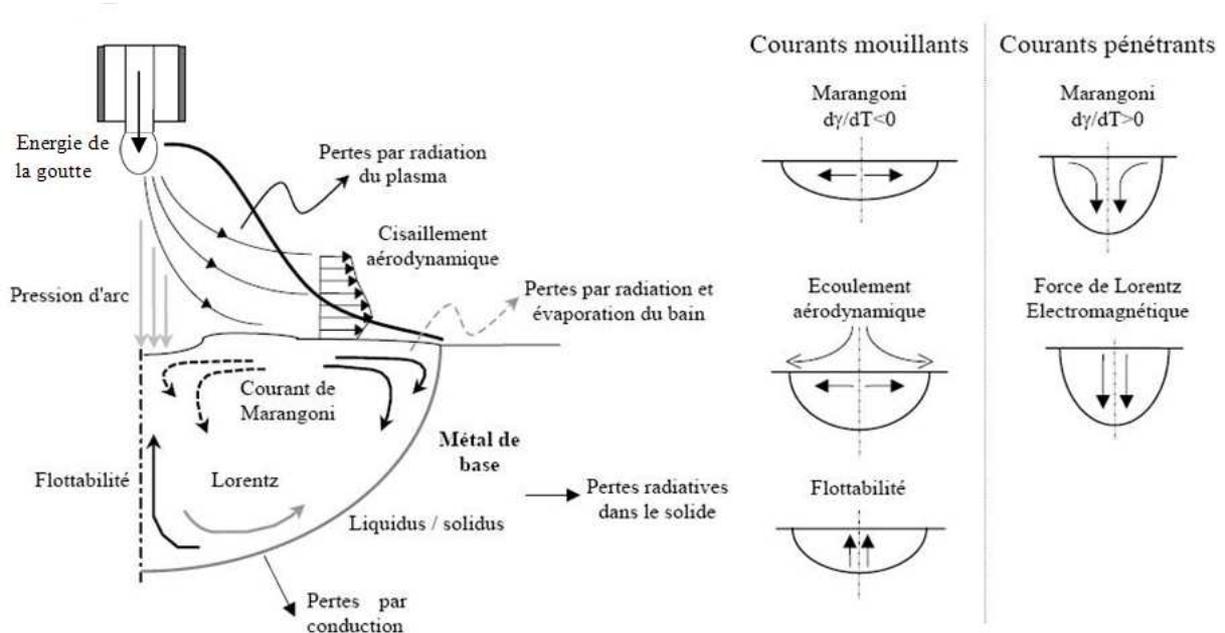


Figure 8 : Représentation des phénomènes physiques intervenant lors du soudage MIG-MAG

Ces différents paramètres opératoires et phénomènes physiques vont induire des variations des caractéristiques spécifiques de l'arc :

- le rendement de l'arc : une partie de la puissance fournie par le générateur de soudage à l'arc est perdue dans l'atmosphère ambiante et le reste est transféré à l'assemblage. Ainsi, le rendement est défini comme le rapport de la puissance transférée à la pièce sur la puissance délivrée par le générateur.
- la taille des gouttes,
- la vitesse et la fréquence des gouttes,
- la pression d'arc qui induit une déformation de la surface du bain fondu.

### **2.3.4 Etudes expérimentales du soudage MIG-MAG**

Nous avons souligné que les paramètres opératoires et phénomènes physiques intervenant lors du procédé de soudage MIG-MAG sont nombreux. L'influence de ces différents phénomènes physiques sur la géométrie du cordon et sur les caractéristiques de l'arc a été étudiée à travers des travaux expérimentaux et numériques. Les paramètres rendement d'arc, pression d'arc et l'étude du transfert de métal d'apport ont fait part d'une attention particulière au vu de l'importance de ces données dans la mise en place de la modélisation numérique du soudage MIG-MAG. L'objet de cette section n'est pas d'en faire une liste exhaustive mais de présenter les articles les plus récents et présentant un intérêt particulier. Les articles traitant majoritairement de résultats expérimentaux sont détaillés dans une première partie, ceux traitant essentiellement de la modélisation de l'arc dans une seconde partie.

#### *2.3.4.1 Rendement de l'arc*

Le rendement de l'arc est une donnée essentielle pour la simulation numérique du soudage MIG-MAG, puisqu'il est lié à l'énergie transférée à la pièce. Différentes méthodes permettent d'obtenir les rendements d'arc comme la calorimétrie à azote et à eau ou encore la méthode d'évaluation à partir de la résolution de l'équation de Rosenthal. Cette dernière technique consiste à mesurer la surface de bain fondu et le profil de température à l'aide de thermocouples. Ainsi, on peut estimer l'énergie nécessaire pour obtenir le bain de fusion [NILES 1995]. Le principe du calorimètre à azote est de placer, juste après l'essai, la pièce soudée dans un vase rempli d'azote liquide. En mesurant la quantité d'azote évaporé, on peut en déduire l'énergie récupérée par l'échantillon. La calorimétrie à eau est basée sur le même principe, puisqu'on mesure l'élévation de la température de l'eau contenue dans un vase Dewar (récipient conçu pour avoir une bonne isolation thermique) pour calculer l'énergie qui a été transmise à l'échantillon [DUPONT 1995].

Les données expérimentales de rendement d'arc sont importantes pour le procédé TIG (Tungsten Inert Gas), elles sont néanmoins très contradictoires, comme l'a souligné M. Brochard [BROCHARD 2009]. D'après les travaux de Niles, le rendement d'arc en TIG diminue de 60 à 30% quand l'intensité augmente de 125 à 225 A [NILES 1995].

Pour le procédé MIG-MAG, les travaux sont plus rares et plus anciens. Vitooraporn cite des travaux donnant des valeurs de rendement de l'arc en MIG-MAG pour des aciers allant de 65 à 90% [VITTOORAPORN 1990].

Dupont a lui effectué des mesures de rendement d'arc par calorimétrie pour différents procédés d'arc MIG-MAG (GMAW), TIG (GTAW), SAW (Submerged arc welding) et PAW (Plasma Arc Welding) [DUPONT 1995]. Il estime le rendement d'arc en MIG-MAG autour de 85%, il semble que le rendement diminue légèrement quand l'intensité de soudage augmente (Figure 9). Il précise que le rendement d'arc est constant pour différentes vitesses de soudage à une intensité de soudage constante.

Les différences dans les conditions opératoires, les techniques de mesures et le manque de données en soudage MIG-MAG ne permettent pas d'établir une conclusion concernant l'évolution du rendement en fonction du courant ou en fonction d'autres paramètres opératoires.

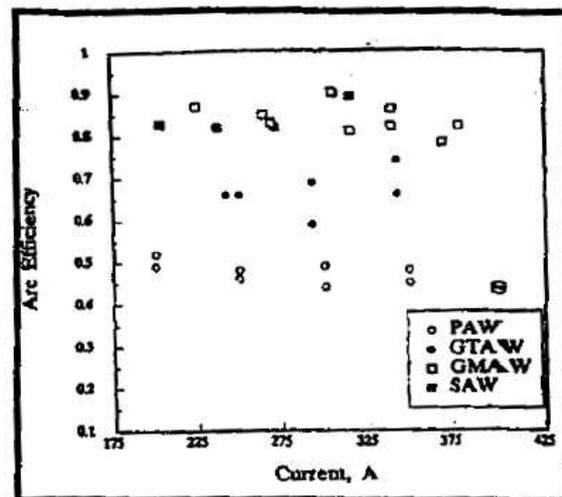


Figure 9 : Rendement d'arc pour les procédés PAW, GTAW, GMAW et SAW en fonction de l'intensité de soudage [DUPONT 1995]

#### 2.3.4.2 Pression d'arc

De même que pour le rendement, nous trouvons très peu de travaux relatifs aux mesures de pression d'arc en MIG-MAG, données également importantes pour prédire les déformations de la surface du bain à l'aide de modèles numériques. On peut citer, néanmoins, pour le cas du procédé TIG les travaux de Lin et Eager qui ont déterminé expérimentalement la pression d'arc [LIN 1986]. Leurs mesures de pression reposent sur l'utilisation d'une plaque de cuivre refroidie par eau pour éviter la fusion et reliée à un capteur de pression. Ils ont ainsi pu évaluer la distribution de la pression pour différentes intensités allant de 300 à 600 A et pour différents angles d'affûtage de l'électrode (30°, 60° et 90°). Ils ont observé des pressions maximales d'arc variant de 1000 à 5000 Pa quand l'intensité augmente de 300 à 600 A (Figure 10a). Ils ont aussi étudié l'influence du gaz de protection (argon et hélium)

(Figure 10b). Leurs valeurs de pression ont largement été utilisées par la suite comme données d'entrée de modèles pour simuler aussi bien le procédé TIG [WU 2004] que le procédé MIG-MAG [KIM 2003, KUMAR 2004-a, ZHANG 2004-a].

Xu utilise une expression de la pression d'arc pour le procédé MIG-MAG en fonction de l'intensité, de la distance entre la pièce à souder et le bout de l'électrode et des angles caractéristiques de la configuration [XU 2007]. On retrouve le même ordre de grandeur de pression d'arc que celui donné par Lin et Eager (Figure 11) [LIN 1986].

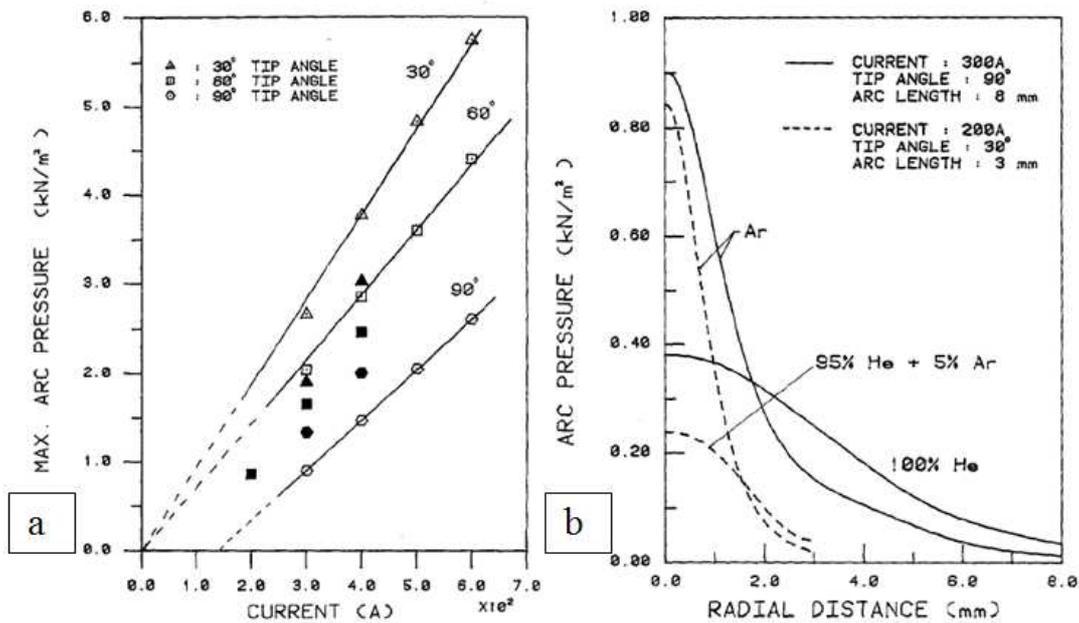


Figure 10 : (a) Pression d'arc maximum en fonction de l'intensité de soudage pour différents angles d'affûtage (symboles pleins : données expérimentales issues des travaux de Yamauchi et Taka, référence citée par Lin)  
 (b) Comparaison de la distribution de la pression d'arc pour différents gaz de protection [LIN 1986]

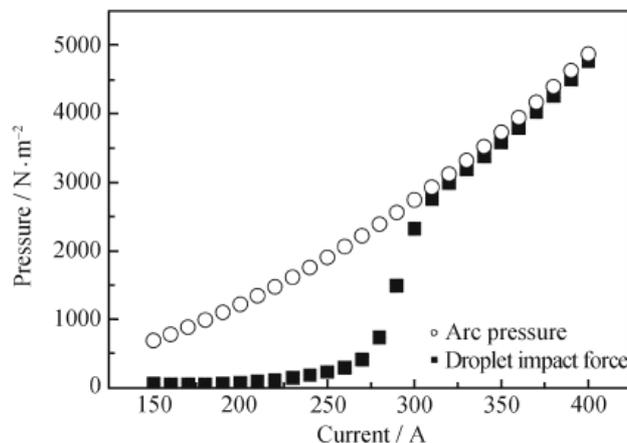


Figure 11 : Pression d'arc et des gouttes au centre de l'arc en fonction de l'intensité [XU 2007]

#### 2.3.4.3 Déformation de la surface du bain liquide

LIN et EAGER ont mis en évidence expérimentalement que durant le procédé TIG une déformation de la surface apparaissait [LIN 1983]. Ces mesures sont déduites de photos prises à différents instants pour un arc stationnaire ou non. Ils montrent ainsi que la déformation de la surface du bain liquide augmente brutalement dès que l'intensité dépasse 250 A. Elle peut ainsi passer de 1 mm à 4-5 mm pour une variation d'intensité de seulement 20 A. Ils expliquent cette transition brutale par l'apparition d'un vortex au dessus de la surface du bain liquide qui favoriserait le creusement du bain.

Xu a lui utilisé les pressions d'arc issues des mesures de Lin et Eager [LIN 1983] pour estimer numériquement la déformation de la surface du bain [XU 2007]. Pour des intensités de soudage inférieures à 260 A, la force d'impact des gouttelettes est inférieure à  $500 \text{ N/mm}^2$ , une déformation de seulement 0,4 mm est obtenue. Lorsque le courant dépasse la valeur de 260 A, la force d'impact des gouttelettes s'élève alors à environ  $2800 \text{ N/mm}^2$ , ce qui correspond à une déformation de la surface de 3,1 mm (Figure 11, §2.3.3.3).

#### 2.3.4.4 Transfert de métal

Dans le cas du soudage MIG-MAG, on utilise une électrode fusible qui sert de métal d'apport. Ainsi de nombreux travaux ont cherché à comprendre le processus de détachement des gouttes à travers les caractéristiques de la goutte : géométrie, fréquence et vitesse. L'interaction de ces gouttes avec le bain de fusion a une forte influence sur la géométrie du cordon de soudure. Ainsi, certains travaux ont porté essentiellement sur ce point.

On peut citer les travaux de Jones qui a effectué des mesures expérimentales de fréquence de détachement des gouttes [JONES 1998]. Il obtient des fréquences variant de 5 à 50 Hz quand l'intensité augmente de 180 à 280 A (Figure 12).

Valensi a mesuré la fréquence de détachement des gouttes à l'aide de films obtenus par caméra rapide pour différents types de fil (fil fourré, fil massif, différentes compositions) [VALENSI 2007]. Il estime que la fréquence des gouttes diminue quand le taux de  $\text{CO}_2$  dans le gaz de protection augmente (Figure 13).

Les travaux de Lin présentent des mesures de la taille, des vitesses et fréquences des gouttelettes [LIN 2001]. La fréquence de détachement des gouttes augmente de 50 à 500 Hz lorsque la vitesse d'apport de matière augmente de 120 à 190 m/min soit quand l'intensité d'arc augmente de 150 à 205 A pour un diamètre de fil d'apport de 0,9 mm (Figure 14c). Il met en évidence que le diamètre des gouttes diminue quand l'intensité augmente, les valeurs de diamètre de goutte sont de l'ordre de 2-3 mm en globulaire et de 1 mm en spray (Figure 14a). La vitesse des gouttes dans ce travail augmente de 0,5 à 1,4 m/s lorsque le courant augmente de 160 (globulaire) à 250 A (spray) pour un diamètre de fil d'apport de 1,2 mm (Figure 14b).

Wang présente des tailles de goutte de 4 mm en régime globulaire (150 A) et de 1 mm en régime spray (300 A) (Figure 15) [WANG 2003]. Park détermine que le diamètre des gouttes diminue de 2,5 à 1 mm quand le courant augmente de 150 à 300 A [PARK 2009].

Ces différents travaux font apparaître de grandes disparités entre les valeurs de fréquence ou taille des gouttes mesurées. En effet, les configurations de soudage ne sont pas rigoureusement les mêmes (gaz de protection, mode de transfert, diamètre de fil d'apport) et ces paramètres sont très sensibles aux conditions de soudage. Ainsi, une étude spécifique sur le détachement de la goutte (fréquence, diamètre et vitesse des gouttes) a été effectuée au cours de la thèse.

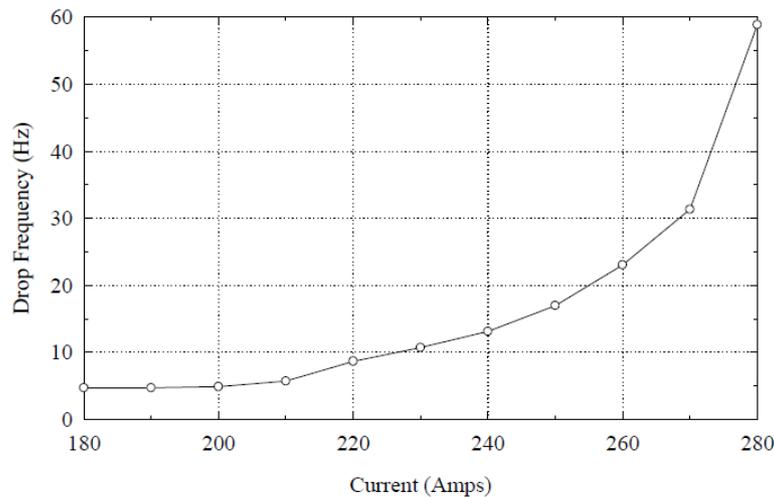


Figure 12 : Fréquence de détachement des gouttes pour le procédé MI-MAG en fonction de l'intensité de soudage pour un fil de diamètre 1,6 mm [JONES 1998]

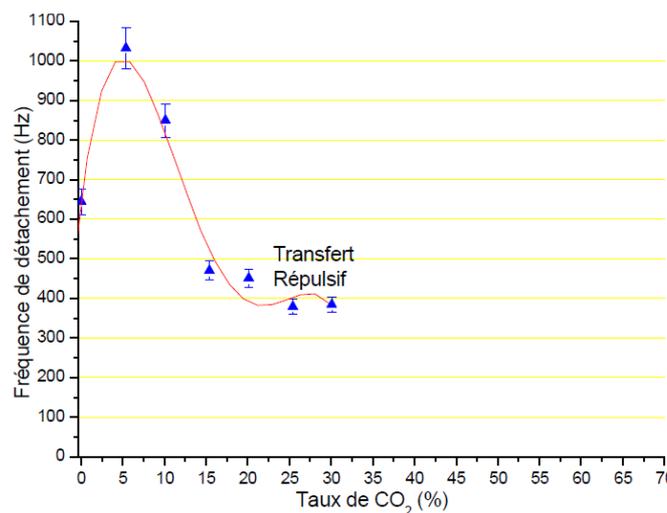


Figure 13 : Fréquence de détachement des gouttes pour le procédé MI-MAG en fonction du taux de CO<sub>2</sub> dans le gaz de protection pour un fil massif de diamètre 1,2 mm et une intensité de 330 A [VALENSI 2007]

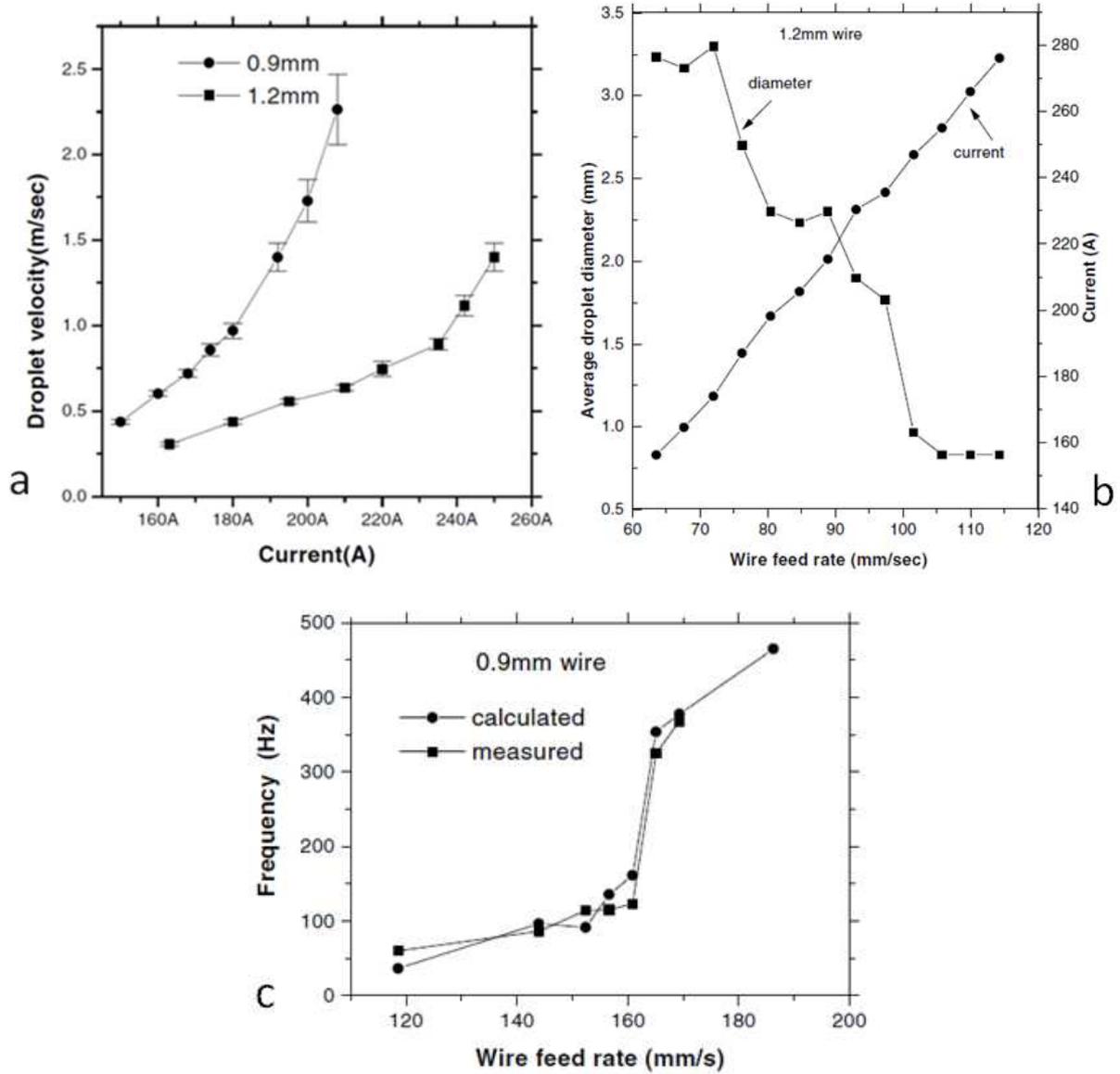


Figure 14 : Vitesse (a), diamètre (b) et fréquence (c) des gouttes [LIN 2001]

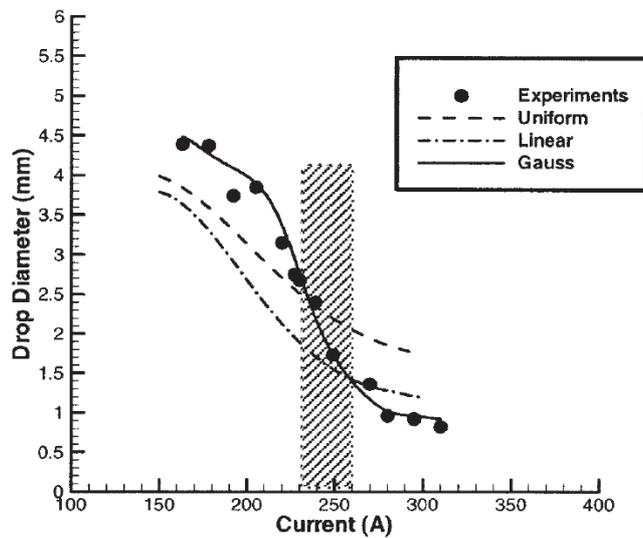


Figure 15 : Comparaison du diamètre de goutte entre l'expérience et la simulation [WANG 2003]

### 2.3.5 Modélisation numérique du soudage MIG-MAG

En parallèle des études expérimentales mentionnées précédemment, le procédé de soudage MIG-MAG a également fait l'objet de différents travaux visant à modéliser les phénomènes physiques intervenant au cours de ce procédé que l'on a présenté dans le paragraphe §2.3.3. Ces phénomènes sont nombreux et complexes, ainsi la modélisation complète du soudage MIG-MAG est aussi complexe. Il existe de très nombreux travaux traitant spécifiquement de la modélisation du soudage MIG-MAG. Comme pour les articles traitant de résultats expérimentaux, on peut les classer en plusieurs catégories : certains concernent plus particulièrement l'étude de la zone fondue, d'autres du détachement des gouttes ou encore du plasma de l'arc.

#### 2.3.5.1 Etude de la zone fondue

Ushio a développé un modèle numérique thermohydraulique tridimensionnel en régime quasi-stationnaire représentant le cordon de soudure à plat pour le procédé MIG-MAG [USHIO 1997]. Ce modèle prend en compte l'apport de matière, les forces électromagnétiques, l'effet Marangoni et les forces de flottabilité dans le bain fondu. Le profil de la surface du bain fondu est obtenu en minimisant l'énergie de surface totale. Les résultats du modèle sont comparés avec une coupe transversale du cordon de soudure, la géométrie à l'arrière du bain fondu n'a pas été validée dans cette étude. Néanmoins, l'algorithme de calcul du bombé et de la déformation de la surface du bain fondu semble être satisfaisant pour représenter les différents phénomènes intervenant en soudage MIG-MAG.

Wahab a réalisé des modèles 2D et 3D purement thermiques en régime quasi-stationnaire pour simuler le soudage à l'arc MIG-MAG [WAHAB 1998]. Afin de pouvoir obtenir la géométrie tridimensionnelle du bain fondu, une expérience spécifique a été mise en place : après un arrêt brutal de la soudure, un système avec un ressort retourne la pièce soudée afin d'évacuer le métal fondu et laisser ainsi une trace de la géométrie du bain fondu. La largeur, la pénétration et la longueur du bain fondu ont été validées par de nombreuses comparaisons expérimentales. Néanmoins, pour reproduire les longueurs de bain fondu, une conductivité thermique isotrope multipliée par 5 à 10 a dû être introduite dans le modèle.

Kumar et DebRoy ont développé dans un premier temps un modèle tridimensionnel purement thermique pour simuler un cordon de soudure en configuration en angle (ou en « V ») obtenu par procédé MIG-MAG [KUMAR 2004-b]. Ils utilisent les méthodes inverses pour déterminer les paramètres inconnus tels que le rayon de distribution de la puissance d'arc supposée gaussienne et le rendement d'arc. Une conductivité isotrope multipliée par 12 a été utilisée, cette valeur a été choisie d'après leur étude bibliographique. Ce travail se poursuit avec les travaux de Kim, Zhang et DebRoy qui ont développé un modèle très proche de celui de Ushio, mais adapté à une configuration de soudage en angle [KIM 2003, ZHANG 2004-a, ZHANG 2004-b, USHIO 1997]. Leur modèle est validé à partir de 8 configurations expérimentales. Ces validations ont été effectuées uniquement à partir de coupes macrographiques transversales au cordon de soudure, la longueur du bain fondu n'est donc

pas comparée à des résultats expérimentaux. Par la suite, Kumar a de nouveau utilisé les méthodes inverses et ce modèle en incluant la prise en compte de la mécanique des fluides dans le bain pour estimer les valeurs des trois paramètres : rendement de l'arc, conductivité thermique effective et la viscosité effective en fonction de différentes conditions de soudage [KUMAR 2005]. Dans ce modèle, l'écoulement du métal liquide est supposé laminaire mais les effets de turbulence sont pris en compte à travers une conductivité thermique et une viscosité effectives. Il en découle que la viscosité a beaucoup moins d'effet sur la géométrie de la zone de fusion que les deux autres paramètres. Dernièrement, Kumar a appliqué le modèle à différentes conditions de soudage tel que le soudage en « V » pour différents angles d'inclinaison de l'assemblage ou le soudage à plat avec une certaine inclinaison du montage (Figure 16) [KUMAR 2007]. Néanmoins, dans tous ces travaux, la longueur du bain fondu n'a pas été validée par des résultats expérimentaux. De même, les cinétiques thermiques ne sont pas non plus comparées à des mesures par thermocouples.

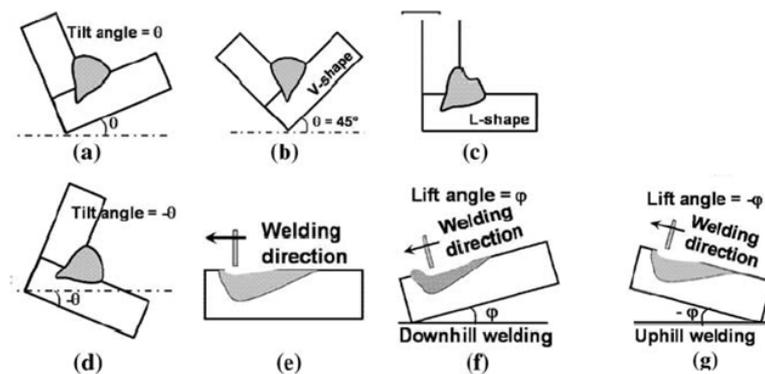


Figure 16 : Différentes configurations de soudage étudiées par Kumar [KUMAR 2007]

Cao a développé un modèle numérique complet tridimensionnel thermohydraulique en régime transitoire avec prise en compte des forces électromagnétiques, des forces de flottabilité et effet Marangoni [CAO 2004]. Son modèle a l'avantage de simuler également la chute des gouttes dans le bain liquide en utilisant le code commercial FLOW-3D® qui permet de gérer les problèmes à frontière libre avec la méthode dite « FAVOR » (Fractional Area/Volume Obstacle Representation). Son modèle s'applique aussi bien à une configuration de soudage à plat qu'une configuration en « V ». Il compare ses résultats avec l'expérience pour les 2 configurations uniquement à travers des macrographies transversales au cordon de soudure. La longueur du bain fondu de son modèle n'est donc pas validée. Il en ressort de ces travaux que l'impact des gouttelettes est la principale force responsable de la pénétration. Il semble donc important de prendre en compte la description complète de la goutte.

Hu a développé un modèle tridimensionnel thermohydraulique identique à celui de Cao, c'est-à-dire avec une description complète de la fusion de l'électrode, de la génération de la goutte et du détachement de ces dernières [HU 2008]. Le suivi des interfaces mobiles est réalisé à l'aide de la méthode VOF (Volume Of Fluid). Il a dans un premier temps validé son modèle à travers un modèle bidimensionnel transitoire [HU 2006-a, HU 2006-b]. Il conclut dans cette première étude bidimensionnelle que les distributions supposées gaussiennes de la pression à l'arc, du flux de courant et de chaleur à la surface du bain fondu dans les modèles traditionnels ne sont pas représentatifs de la distribution réelle au cours du processus de

soudage. Le modèle est validé pour une seule condition de soudage (Figure 17). Par la suite, il applique donc sa méthodologie à une configuration en angle tridimensionnelle. Cependant, ce dernier modèle n'a pas été comparé avec des résultats expérimentaux.

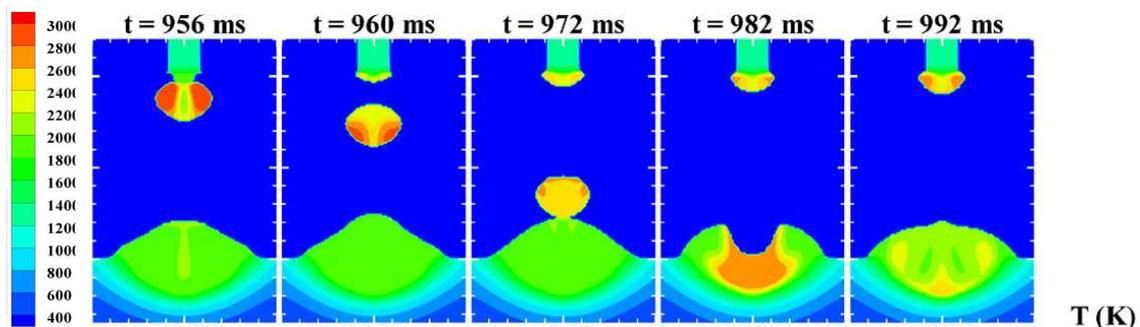


Figure 17 : Une séquence de distribution de la température au cours de la génération des gouttelettes de métal représentant le détachement des gouttes et son interaction avec le bain de fusion [HU 2006-b]

Pour information, Wu a développé un modèle uniquement thermique appliqué au soudage à double électrode [WU 2006]. La source thermique est appliquée directement sur la géométrie du cordon final connue grâce aux expériences. Xu et Wu ont cherché à étudier l'influence de la déformation de la surface à travers un modèle thermique avec prise en compte de l'apport de matière en régime quasi-stationnaire [XU 2007]. Ils en déduisent que la déformation de surface est faible à faible intensité de soudage (inférieure à 205 A) mais doit être prise en compte pour des intensités importantes (supérieures à 300A).

Dernièrement, un modèle tridimensionnel complet a été développé par Xu pour étudier les différents phénomènes physiques qui interagissent lors du procédé de soudage MIG-MAG [XU 2009]. Ce modèle permet d'étudier les phénomènes thermohydrauliques au sein du plasma, la formation et le détachement des gouttelettes et l'interaction avec le bain de fusion, et la dynamique du bain. Les champs électriques et magnétiques sont résolus dans l'ensemble des domaines. Cependant, le calcul de la solution transitoire du modèle complet n'a pas été réalisé du fait de temps de calcul trop long et de dépassement des capacités des ordinateurs utilisés. De plus, le modèle n'a pas été validé avec des résultats expérimentaux.

### 2.3.5.2 Etude du détachement des gouttes

Concernant l'étude du détachement des gouttes, nous avons déjà cité les travaux de Jones, Wang et Park, mais dans cette partie, on détaillera plus précisément la simulation numérique du détachement des gouttes [JONES 1998, WANG 2003, PARK 2009]

Jones a cherché à étudier la fusion de l'électrode et le détachement du métal fondu lors du procédé de soudage MIG-MAG en régime globulaire à travers un bilan des forces appliquées à la goutte [JONES 1998]. Il compare les résultats obtenus avec des images obtenues par caméra rapide. La fréquence de détachement et la taille de goutte calculées sont

en adéquation avec les résultats expérimentaux. Néanmoins la géométrie des gouttes est supposée axisymétrique, ce qui n'est pas toujours vérifiée expérimentalement.

Wang a étudié la chute des gouttelettes au sein du bain fondu en procédé MIG-MAG en régime globulaire [WANG 2001]. Pour cela, un modèle bidimensionnel axisymétrique thermohydraulique en régime transitoire a été développé. Il prend en compte la gravité, les forces de tension superficielle et électromagnétiques. La méthode VOF est utilisée pour le suivi des interfaces mobiles. Aucune comparaison n'est faite avec des résultats expérimentaux. Par la suite, Wang a cherché à modéliser plus précisément le détachement de la goutte et décrire le pincement de la goutte [WANG 2003, WANG 2004]. Il montre, qu'à des intensités élevées, le phénomène de pincement dépend fortement de l'énergie provenant du fil non fondu. Ses résultats numériques sont en bon accord avec les résultats expérimentaux (voir §2.3.3.5, Figure 15).

Plus récemment, Park a étudié le pincement de la goutte en régime spray à travers un modèle analytique basé sur la théorie de l'instabilité de pincement [PARK 2009]. Il détermine à l'aide de ce modèle les diamètres de goutte et la fréquence du pincement. Dans ces travaux, le diamètre de goutte diminue de 2,5 à 1 mm quand le courant augmente de 150 à 300 A.

#### *2.3.5.3 Etude du plasma*

Les travaux les plus récents portent sur l'étude de l'arc en lui-même et l'influence des vapeurs métalliques sur l'arc. Un modèle bidimensionnel de simulation du plasma au cours du soudage TIG et MIG-MAG a été développé par Schnick [SCHNICK 2010]. Ce modèle comprend l'influence de la vapeur métallique sur l'électrode. Du point de vue de la thermique de l'arc, les résultats du modèle sont en accord avec les mesures expérimentales de température dans le plasma. Cependant ces résultats sont en contradiction avec d'autres prédictions des modèles précédents qui ne tiennent pas en compte de la vapeur métallique. Il a montré que les températures sont plus faibles au centre de l'arc par rapport à d'autres travaux ce qui est une conséquence de la forte émission radiative de la vapeur métallique. Haidar en arrive aux mêmes conclusions dans sa dernière étude similaire à celle de Schnick [HAIDAR 2010]. Il met en évidence l'importance de la prise en compte des vapeurs métalliques dans la description complète de l'arc. En effet, les calculs montrent que les vapeurs métalliques émanant des gouttelettes à l'extrémité du fil d'apport ont un effet important sur les caractéristiques de l'arc. De plus, les effets de la vapeur du métal sur le plasma peuvent avoir une influence significative sur la dynamique de la formation des gouttelettes.

## **2.4 Le procédé de soudage laser**

Le soudage hybride laser/MIG-MAG associe les procédés de soudage MIG-MAG et laser. Le procédé de soudage laser est ainsi présenté dans cette partie.

### 2.4.1 Le rayonnement laser

En 1916, Albert Einstein définit les lois d'émission de photons (lumière) par stimulation (pompage optique) et émet le principe de l'émission stimulée qui ouvre la porte à une nouvelle technologie: le LASER « Light Amplification by Stimulated Emission of Radiation » soit en français Lumière Amplifiée par Stimulation d'Emission de Rayonnement. Les premiers lasers ont été réalisés en 1960 par MAIMAN (laser solide à rubis) et par JAVAN (laser à Gaz Hélium-Néon) [DOWDEN 2009].

Le faisceau laser est caractérisé par sa longueur d'onde (le rayonnement est monochromatique), sa divergence ( $\phi$  en mrad), son faible diamètre, sa cohérence temporelle et spatiale. En effet, la lumière du laser est appelée lumière cohérente. Le faisceau laser est généré dans un résonateur (Figure 18: 1) constitué de deux miroirs dont l'un est partiellement transparent et contenant un milieu actif, dit lasant, généralement solide ou gazeux. Le milieu actif est excité (Figure 18: 2) par une source d'énergie qui induit dans la cavité (Figure 18: 3) une émission stimulée. Les lois de l'émission stimulée font que les photons réémis ont tous la même fréquence et la même phase. À partir d'un certain seuil, il y a amplification et émission d'un très grand nombre de photons qui se constituent en onde électromagnétique cohérente. La fréquence de celle-ci est celle des photons qui la génèrent et elle est fixée par la nature du milieu excité.

Au début des années 70, la technologie laser prend place dans le milieu industriel dans le domaine des traitements des matériaux. Des outils de découpage des tôles par faisceau laser ont été utilisés pour la première fois en 1975 et c'est seulement en 1984 que la technologie laser a été développée pour le soudage des métaux dans les industries de production en série. Dans ce qui suit, nous allons présenter le principe de ce procédé de soudage, plus de détails peuvent être trouvés dans les thèses de Chouf, Touvrey-Xhaard et Belhadj [CHOUF 2002, TOUVREY-XHAARD 2006, BELHADJ 2009].

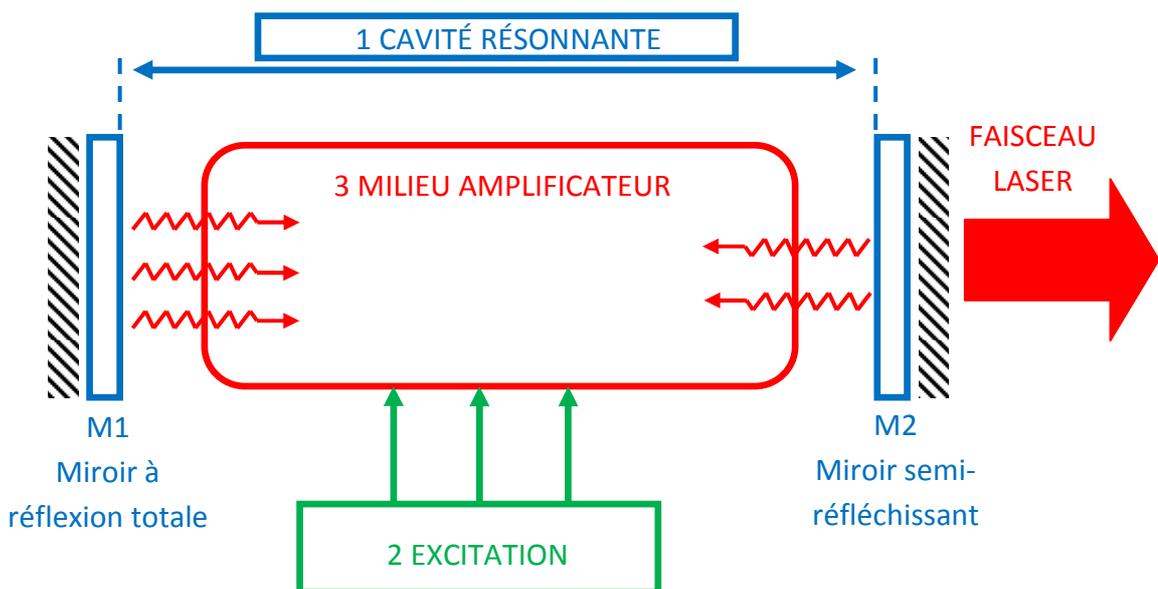


Figure 18 : Schéma de principe de fonctionnement d'un laser [LASER CONSEIL 2005]

## 2.4.2 Définition et principe du soudage laser

Le faisceau laser est orienté par un jeu de miroirs ou par fibre optique de la source vers une tête de soudage où il passe par un système de focalisation permettant de réduire son diamètre. Après focalisation, le faisceau est envoyé directement sur la surface des pièces à souder. L'effet du rayon laser sur la matière est dû à son absorption en surface où il se transforme en chaleur. Le processus de soudage par faisceau laser se caractérise par des densités de puissances laser élevées comprises entre 1 et 20 MW/cm<sup>2</sup>. On distingue deux types de soudage laser :

*Le soudage laser par conduction*, qui nécessite de faible densité de puissance (< 1 MW/cm<sup>2</sup>). Dans son principe, ce processus est proche du soudage conventionnel, les faibles densités de puissances impliquées n'affectant que superficiellement le métal à souder. Dès lors, les cordons de soudure obtenus sont peu profonds (< 3 mm) et étroits. A la différence des processus conventionnels, le soudage laser par conduction permet d'obtenir des zones affectées thermiquement (ZAT) moins larges, ce qui limite de manière importante les déformations thermiques de la tôle. C'est le principal avantage de ce type de soudage laser face aux autres techniques de soudage conventionnel.

*Le soudage laser de forte profondeur* nécessite des densités de puissance laser à la surface du matériau beaucoup plus élevées (>5 MW/cm<sup>2</sup>) (Figure 19). Ce processus se caractérise par un apport d'énergie important à la surface du matériau qui élève sa température au-delà de son point de vaporisation. La détente de cette phase vapeur donne lieu à une pression de recul qui enfonce localement le bain de métal en fusion dans la zone d'interaction. Un capillaire de vapeur étroit et profond se forme alors dans le bain. Typiquement le diamètre de ce capillaire est de l'ordre de celui de la tache focale du laser et sa profondeur peut atteindre plusieurs millimètres (1 à 20 mm). Le capillaire est entouré d'un bain de métal en fusion qui, en se solidifiant, laisse place à un cordon de soudure étroit et profond. Ces fortes pénétrations sont liées aux multiples réflexions du faisceau laser le long des parois du capillaire qui guident ce dernier en profondeur et permettent une absorption de l'énergie laser au cœur du matériau. Comme dans le cas du soudage laser par conduction, le soudage laser de forte profondeur conserve une zone thermiquement affecté (ZAT) étroite. Lorsque le faisceau se déplace le long du plan de joint, le métal en fusion est rejeté vers l'arrière et referme le capillaire en formant un cordon de soudure et assurant la continuité métallurgique entre les pièces (Figure 20).

Les lasers sont classés en cinq grandes familles, selon la nature du milieu excité : laser à solide, laser à gaz, laser à semi-conducteurs, laser à liquide et laser à électrons libres. Les lasers utilisés industriellement pour le traitement des matériaux et principalement pour le soudage des métaux sont les lasers Nd-YAG et les lasers CO<sub>2</sub>.

Les lasers Nd-YAG sont des lasers solides dont le milieu actif, de nature cristalline, est un grenat d'aluminium-yttrium dopé au néodyme de longueur d'onde 1,06 μm. Les lasers solides Nd-YAG peuvent fonctionner de façon pulsée ou continue. Les lasers Nd-YAG

présentent l'avantage de pouvoir être transportés par fibres optiques sur plusieurs dizaines de mètres grâce à la très faible absorption de la silice à cette longueur d'onde.

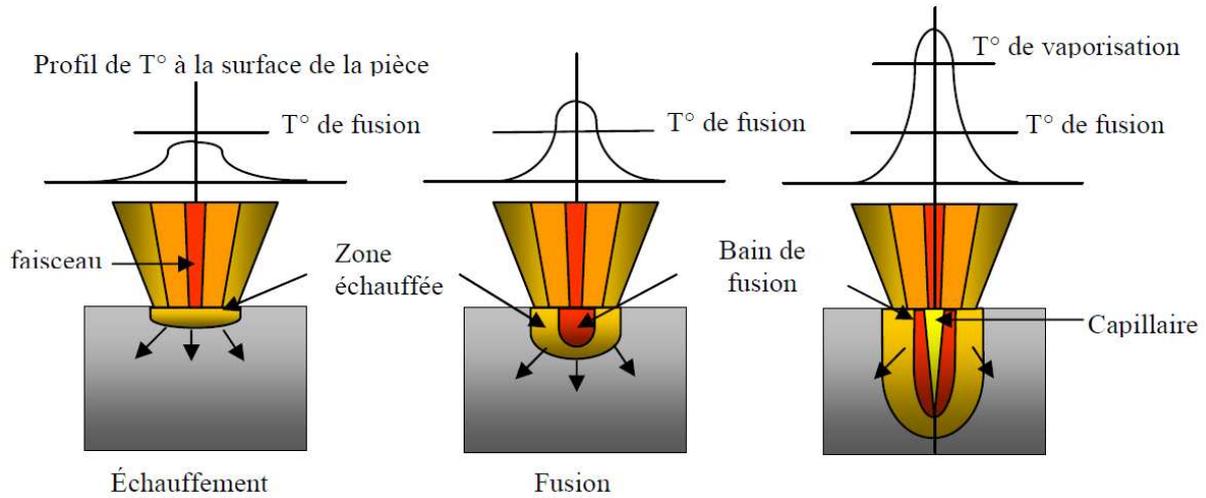


Figure 19 : Schéma de principe de création du capillaire de vapeur [BELHADJ 2009]

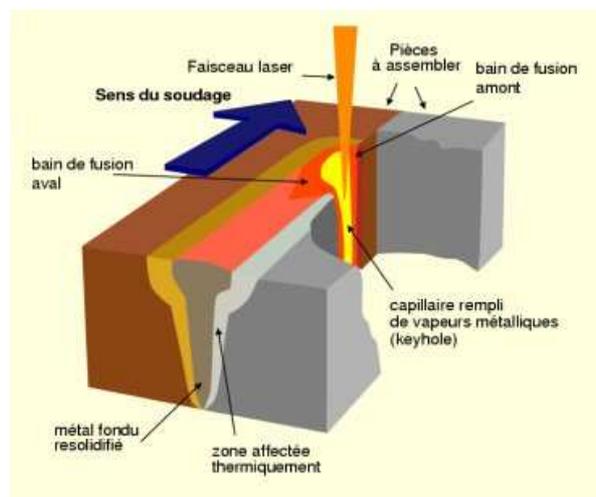


Figure 20 : Schéma de principe de fonctionnement du soudage laser [BELHADJ 2009]

Les lasers CO<sub>2</sub> sont des lasers à gaz dits moléculaires, car ils mettent en œuvre les niveaux de vibration-rotation de molécules de CO<sub>2</sub> dans un mélange d'azote et d'hélium à basse pression (0,1 bar). Les lasers CO<sub>2</sub> produisent un faisceau de 10,6 μm de longueur d'onde, très finement focalisable. Grâce à leur puissance de 0,1 à 45 kW, leurs possibilités en soudage sont importantes. Néanmoins, à cette longueur d'onde, les faisceaux laser CO<sub>2</sub> ne peuvent être transportés par fibres, cela implique l'utilisation des miroirs métalliques, traités et refroidis, pour dévier le faisceau.

Le soudage laser présente de nombreux avantages, mais aussi quelques inconvénients (Tableau 2).

Avantages	Inconvénients
<ul style="list-style-type: none"> <li>- une soudure sans métal d'apport.</li> <li>- une pénétration importante, réduisant à une passe nécessairement unique la réalisation de soudures bord à bord sur des épaisseurs pouvant atteindre 20 mm.</li> <li>- une zone affectée par la chaleur transversalement très réduite.</li> <li>- des déformations limitées : il n'est donc pas nécessaire de brider fortement les pièces à assembler ce qui réduit d'autant l'outillage annexe et le temps de soudage.</li> <li>- une vitesse de soudage élevée.</li> <li>- le soudage en angle, ainsi que des zones réputées difficiles voire impossibles d'accès pour d'autres techniques.</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>- coût important de l'installation</li> <li>- l'accostage des pièces demande beaucoup de rigueur pour le soudage bord à bord, une bonne maîtrise du jeu entre les deux pièces est demandée afin de respecter les tolérances d'accostage serrées et d'assurer une bonne interaction laser-matière tout au long de la ligne de soudure.</li> <li>- efficacité électrique faible (10% pour les lasers CO<sub>2</sub>, 25-35% pour les Nd :YAG pour les nouvelles générations de laser)</li> <li>- problèmes métallurgiques occasionnels dus au fort taux de refroidissement.</li> </ul>

*Tableau 2 : Avantages et inconvénients du soudage laser*

### **2.4.3 Les paramètres opératoires et physiques induits par le soudage laser**

Différents paramètres opératoires du soudage laser peuvent être optimisés afin d'obtenir une géométrie de cordon adaptée et une qualité de soudage maximale. Ces différents paramètres opératoires sont les suivants :

- la puissance laser : elle peut être continue ou impulsionnelle.
- la vitesse de soudage : comme pour le procédé de soudage MIG-MAG, l'augmentation de la vitesse de soudage à une puissance fixe conduit à des bains fondus moins pénétrés et des cordons de soudure moins larges.
- le diamètre de la tache focale : elle est déterminée à travers les optiques utilisées (fibre optique utilisée pour le transport du laser, collimation et focalisation) (Figure 21)
- la position du point de focalisation : dans le cas du soudage, on focalise soit en surface, soit dans la matière, soit en dehors de la tôle à souder.
- le gaz de protection : il permet d'éviter l'oxydation des tôles ainsi que les porosités dans le cordon de soudure. La difficulté est d'adapter au mieux le gaz de protection au matériau utilisé et à la configuration de soudage.

Les principaux phénomènes physiques intervenant lors du soudage laser sont présentés sur la Figure 22. Tout d'abord, on peut citer les phénomènes de transferts thermiques: il s'agit de la conduction thermique dans la matière, des pertes par convection, par rayonnement et par évaporation. Ces phénomènes sont accompagnés de l'apport d'énergie du capillaire de vapeurs métalliques (keyhole). Cette énergie accumulée est évacuée par conduction dans la matière. Aux phénomènes thermiques s'ajoutent les phénomènes de mécanique des fluides au sein du bain liquide et des vapeurs métalliques. Par conséquent, l'apport d'énergie du laser crée un équilibre entre la pression hydrostatique à l'intérieur du capillaire et les pressions

généérées par la fermeture du bain de fusion. Le faisceau laser est ainsi absorbé sur une certaine profondeur de pénétration avec une perte progressive de l'énergie quand la profondeur augmente. Ainsi dans le bas du capillaire, l'énergie devient trop faible et ne garantit plus la formation de vapeur : la profondeur de pénétration est stabilisée. En plus de ces effets, s'ajoutent les tensions de surface et la convection thermo-capillaire (effet Marangoni) au niveau de la surface du bain liquide et de la paroi du capillaire.

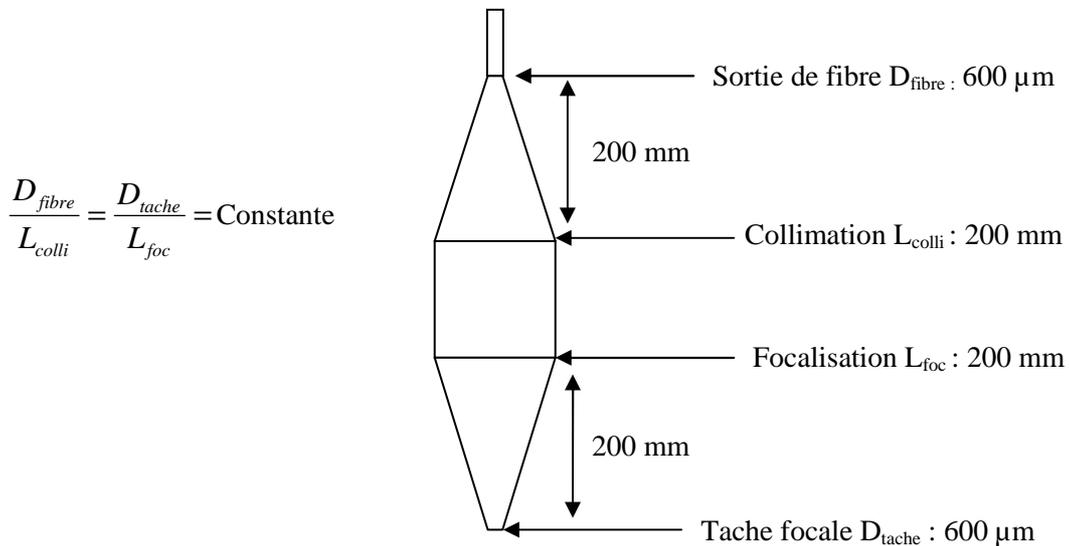


Figure 21 : Schéma explicatif pour la détermination du diamètre de la tache focale en fonction du diamètre de la fibre, de la collimation et de la focalisation (les distances correspondent aux conditions opératoires des essais réalisés au cours de cette thèse)

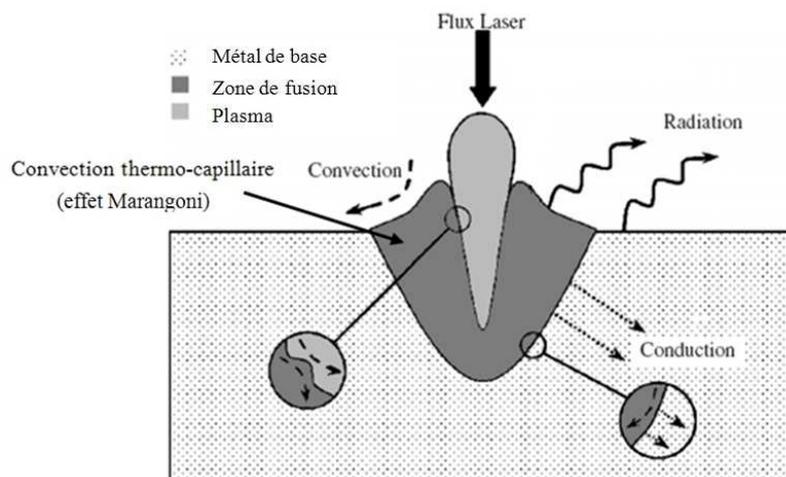
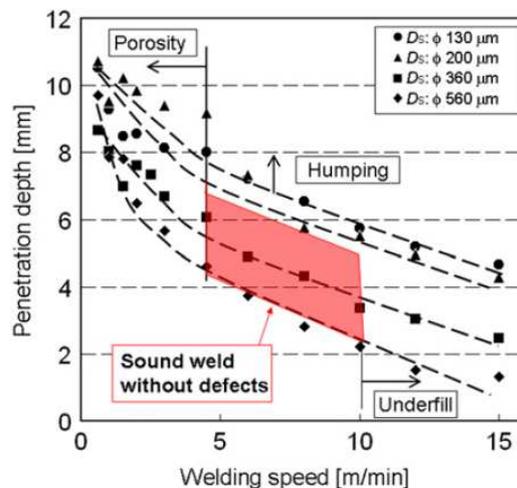


Figure 22 : Représentation des phénomènes physiques intervenants dans la modélisation du soudage laser [ABDERRAZAK 2008]

#### 2.4.4 Etudes expérimentales du soudage laser

Dans la littérature, de nombreuses études ont été réalisées sur le procédé de soudage laser, que ce soit expérimentalement ou numériquement. L'objet de cette section est de faire une présentation rapide des travaux expérimentaux les plus récents. Les articles traitant

majoritairement de la modélisation de ce procédé seront présentés dans la partie suivante. Les études que l'on trouve dans la littérature présentent essentiellement des recherches de paramètres de soudage optimaux tout en conservant une bonne qualité du cordon. Par exemple, Kawahito a étudié l'influence de différents paramètres tels que la puissance laser, la vitesse de soudage, la taille du spot laser sur la géométrie et la qualité du cordon de soudure pour des aciers inoxydables dans le cas du soudage non débouchant (Figure 23) [KAWAHITO 2007]. Les diagnostics utilisés sont la caméra rapide et les rayons X. Grâce aux rayons X, la formation des porosités a été observée en cours de soudage. Ainsi, un diamètre de spot de 360  $\mu\text{m}$  semble être optimal pour obtenir des cordons de meilleure qualité. Une pénétration maximale de 11 mm a été obtenue avec une puissance laser de 6 kW, un spot laser de 130  $\mu\text{m}$  et une vitesse de soudage de 0,6 m/min.



*Figure 23 : Effets du diamètre du spot laser et de la vitesse de soudage sur la pénétration du cordon de soudage et la formation des défauts de soudage [KAWAHITO 2007]*

Anawa a aussi étudié l'influence de différents paramètres tels que la puissance laser, la vitesse de soudage et le point de focalisation sur la géométrie du cordon de soudure pour le cas du soudage débouchant de deux aciers (soudage hétérogène) : l'AISI 316 et l'AISI 1009 [ANAWA 2008]. La recherche des paramètres optimaux pour une bonne soudure a été réalisée à l'aide d'un plan d'expériences utilisant la méthode Taguchi. Il constate que les cordons de soudage laser sont petits et que la zone affectée thermiquement est très mince. La vitesse de soudage semble être le paramètre déterminant pour la géométrie du cordon. D'après son étude, la position de focalisation a un effet insignifiant sur la taille du bain fondu.

Dernièrement, Wu a aussi réalisé une étude des paramètres opératoires sur la géométrie du cordon et sa qualité avec comme objectif principal d'étudier l'effet de la concentration en zinc de l'acier sur la géométrie et la qualité du cordon [WU 2008]. La pénétration et la largeur du cordon en fonction de la vitesse de soudage et de la puissance laser ont été étudiées dans le cas du soudage non débouchant. Il explique que les défauts telles que les porosités du zinc peuvent être contrôlés efficacement par le biais de gaz de protection adapté tel que l'argon car on obtient avec ce gaz une meilleure profondeur de pénétration ainsi qu'une meilleure qualité de cordon.

Outre les études d'optimisation des paramètres opératoires, les systèmes d'imageries rapides commencent à être utilisés pour obtenir une meilleure compréhension des phénomènes mis en jeu lors du procédé de soudage laser. On peut par exemple citer les travaux de Fabbro [FABBRO 2005, 2007-a]. L'influence de la vitesse de soudage sur la géométrie du capillaire de vapeur a été étudiée par caméra rapide [FABBRO 2005]. Ses observations montrent que l'inclinaison du capillaire et son ouverture augmentent avec la vitesse de soudage. Il en découle également que pour le cas du soudage débouchant, c'est-à-dire lorsque le capillaire traverse toute l'épaisseur de la pièce, le décalage entre le trou en face de dessus et celui de la face de dessous augmente avec la vitesse de soudage (Figure 24). Plus récemment, Fabbro a mis en évidence l'évolution de l'hydrodynamique du bain de fusion en fonction de la vitesse de soudage pour des aciers inoxydables à l'aide d'une caméra rapide [FABBRO 2007-a]. Le comportement du bain fondu peut être caractérisé en 5 régimes distincts pour des vitesses de soudage allant de quelques m/min à quelques dizaines de m/min. On peut noter que pour le premier régime à faible vitesse de soudage ( $< 5\text{m/min}$ ), il semblerait que le capillaire de vapeur soit tout à fait vertical mais il est néanmoins très perturbé en raison d'un régime peu stable avec des ouvertures et des fermetures répétitives du capillaire.

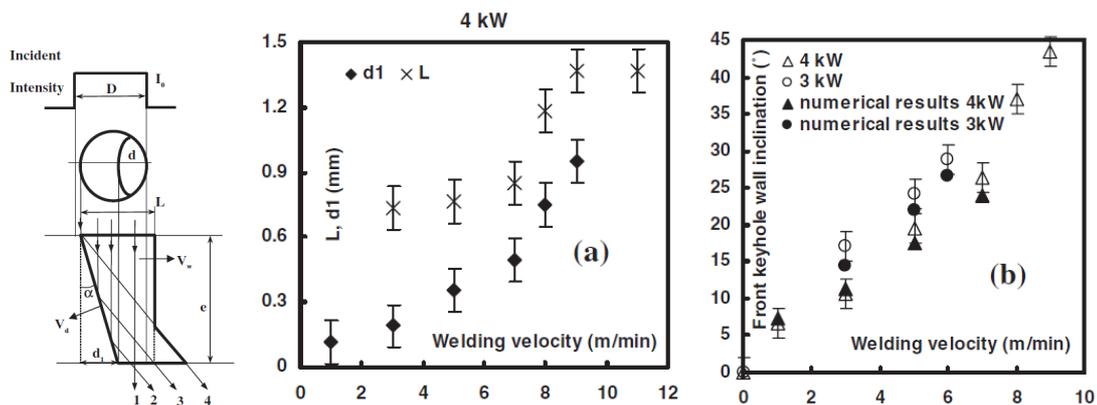


Figure 24 : (a) Notations des paramètres géométriques du capillaire, (b) Variation de la géométrie ( $L$  et  $d1$ ) et (c) inclinaison du capillaire en fonction de la vitesse de soudage [FABBRO 2005]

Gorkic a cherché à observer les déformations des tôles à assembler en cours de soudage [GORKIC 2006]. Un système de grille par illumination laser est projeté sur la pièce à souder. Grâce à une caméra, le suivi de cette grille est enregistré et permet d'obtenir l'évolution des distorsions de l'échantillon en fonction du temps.

#### 2.4.5 Modélisation numérique du soudage laser

Afin de modéliser le soudage laser, il est nécessaire de représenter le plus fidèlement possible les phénomènes intervenant dans le procédé de soudage que nous avons décrit précédemment. Pour cela, il est nécessaire de résoudre les équations de la chaleur et de la mécanique des fluides qui permettront de caractériser au mieux les échanges thermiques et les écoulements qui se trouvent dans le bain fondu et le capillaire de vapeur. Les travaux concernant la modélisation du soudage laser sont nombreux comme l'atteste l'état de l'art

proposé par Mackwood en 2005 [MACKWOOD 2005]. Parmi les travaux proposés, on distingue ceux qui s'intéressent à l'utilisation du laser en mode conduction, c'est-à-dire utilisant des lasers de faible puissance sans apparition de capillaire et ceux qui traitent du mode « keyhole » avec présence du capillaire de vapeur en raison des fortes puissances utilisées. Ce dernier cas étant évidemment plus difficile à simuler numériquement, les modèles proposés sont de complexité très variée. Les modèles les plus simples traitent uniquement de modèles 2D purement thermiques avec une géométrie de capillaire supposée connue alors que les plus sophistiqués tenteront de simuler la création du capillaire avec prise en compte de l'écoulement dans le bain liquide voire également dans la phase gazeuse. Nous précisons dans ce qui suit quelques exemples de références illustrant ces différentes démarches.

Parmi les modèles 2D purement thermiques en mode keyhole, on peut citer les travaux de Lankalapalli [LANKALAPALLI 1996]. Il considère que le capillaire est un cylindre dont la température de parois est égale ou légèrement supérieure à la température de vaporisation. Le diamètre du cylindre est égal au diamètre du faisceau laser au point de focalisation et sa longueur est ajustée pour que l'intégrale du flux de chaleur traversant cette paroi corresponde à la puissance laser absorbée. Il est supposé que la totalité de la puissance incidente est absorbée par le capillaire (vapeurs et parois) en raison du piégeage géométrique. Un bon accord entre les résultats du modèle et des expériences a été obtenu. Récemment, Abderrazak a utilisé la même approche afin de prédire la profondeur de pénétration et la largeur du cordon de soudage en fonction de la puissance laser et de la vitesse de soudage dans le cas d'alliages de magnésium [ABDERRAZAK 2008]. Les comparaisons avec l'expérience dans le cas du soudage non débouchant sont satisfaisantes. Il confirme numériquement que le diamètre du cylindre peut être assimilé à celui du faisceau laser. Pour ce qui concerne le mode conduction, on peut citer les travaux de Bag qui a proposé un modèle purement thermique en appliquant une source de type gaussienne sur une surface plane en régime transitoire [BAG 2008] ainsi que les travaux d'Abderrazak qui a développé un modèle 2D thermohydraulique avec prise en compte des effets de tension de surface [ABDERRAZAK 2009]. D'après ses conclusions, les résultats du modèle semblent être en adéquation avec les résultats expérimentaux mais ne sont pas présentés dans cet article.

Dans la littérature, on trouve aussi de nombreux travaux qui visent à prédire la géométrie du capillaire de vapeur, voire sa création et sa forme dynamique. La compréhension des phénomènes à l'origine de la formation du capillaire et de son maintien est en effet indispensable pour optimiser la qualité de la soudure. Jin a développé un modèle qui applique la théorie de la géométrie optique, l'absorption de Fresnel et les effets de réflexions multiples qui génèrent l'avancement du front du capillaire dans la matière [JIN 2006]. L'intensité laser absorbée est supposée ne pas être répartie uniformément sur la paroi du capillaire. En raison de l'absorption élevée du verre (matériau de l'étude), l'absorption de Fresnel à la première apparition du faisceau laser joue un rôle dominant dans la répartition de l'intensité sur la paroi du keyhole. Les réflexions multiples ont un effet mineur sur la distribution d'intensité sur la partie inférieure du capillaire de vapeur. L'objectif de ces travaux est de remonter à la pression de recul du capillaire de vapeur. Il a développé en parallèle une démarche

expérimentale à l'aide de caméra rapide afin d'obtenir la géométrie du keyhole en cours de soudage pour valider son modèle. Amara et plus récemment Cho ont étudié, les effets Fresnel et de réflexions multiples sur le bain de fusion à travers un modèle 2D thermohydraulique avec prise en compte des tensions de surface [AMARA 2002, CHO 2006]. Le modèle d'Amara est résolu en régime stationnaire et a pour objectif de remonter à la pression de recul du capillaire de vapeur. Dans les travaux de Cho, la méthode VOF (Volume Of Fluid) a été utilisée pour le suivi de l'interface liquide-vapeur en régime transitoire avec pour objectif d'estimer l'absorptivité des matériaux. Une formule analytique a donc été utilisée pour estimer la pression de recul. Une démarche identique à celle de Cho a été utilisée dernièrement par Médale dans le cas du soudage laser impulsif en utilisant une approche à maillage mobile pour décrire l'avancée du front du capillaire de vapeur [MEDALE 2007].

Du et Wang ont développé un modèle tridimensionnel thermohydraulique avec prise en compte des tensions de surface et en supposant un écoulement laminaire dans le bain liquide [DU 2004, WANG 2006]. Dans les deux cas, la géométrie est fixe et ne comporte pas de capillaire. Pour Du, l'énergie du laser est décomposée en un terme source gaussien surfacique représentant 25% de l'énergie du laser et un terme source volumique pour simuler l'énergie au niveau du capillaire et supposée égale à 75% de l'énergie totale. Il utilise la méthode des différences finies pour résoudre les équations couplées de l'énergie et Navier-Stokes et l'applique au soudage d'un alliage de titane de 1,5 mm d'épaisseur. Il montre que l'effet Marangoni a un rôle non négligeable sur la forme du bain liquide puisqu'il permet d'obtenir des bains plus larges et moins longs. Par contre, la présence du capillaire n'étant pas prise en compte dans la géométrie, on peut s'interroger sur la validité du champ de vitesse et de température au voisinage du capillaire. Du a validé son modèle en comparant uniquement la simulation avec une coupe macrographique et donc sans valider la longueur du bain fondu. Dans le modèle de Wang réalisé avec le logiciel commercial Fluent, dès qu'un noeud dépasse la température d'évaporation, sa température reste alors constante et égale à la température d'évaporation et les propriétés thermophysiques sont prises voisines de celles de la vapeur pour simuler la présence du capillaire de vapeur. Son modèle permet de rendre compte de l'inclinaison du capillaire lorsque la vitesse de soudage augmente. Wang a comparé son modèle pour une configuration donnée avec des résultats expérimentaux obtenus à l'aide d'une caméra rapide. Il valide donc son modèle en terme de géométrie complète du bain de fusion (largeur, pénétration et longueur) pour une configuration unique. Par la suite, Wang a modifié son modèle en supposant un écoulement turbulent dans le bain liquide et en prenant en compte la présence du capillaire dans sa géométrie initiale. Il suppose de plus que la température de paroi du capillaire est à la température d'évaporation [WANG 2007]. Ses résultats montrent que la pression exercée sur les parois à l'avant du capillaire est plus grande qu'à l'arrière et que ces pressions sont un moteur important de l'écoulement au sein du liquide. Dans des travaux antérieurs, Ye avait proposé un modèle 3D similaire et comparé avec un modèle 2D. Néanmoins, il en arrive à la conclusion que l'utilisation d'un modèle 2D n'est pas satisfaisant pour simuler les champs de température et de vitesse au sein du bain liquide pour le cas de soudage débouchant en raison de l'importance des effets Marangoni [YE 2002].

On peut citer les travaux antérieurs de Sudnik qui propose un modèle 3D thermohydraulique pour prédire la géométrie du bain [SUDNIK 2000]. Ses travaux partent du constat qu'il existe une relation linéaire entre la longueur du bain et la profondeur pour des puissances laser variables et à vitesse de soudage donnée. En revanche, les longueurs de bain varient très peu pour des vitesses de soudage variables et à puissance laser donnée (Figure 25). Ces tendances ne sont cependant pas reproduites par les modèles purement thermiques. Il montre que pour reproduire les bonnes longueurs de bain, il est nécessaire de prendre en compte l'écoulement dans le bain liquide induit par les effets thermocapillaires, les forces de frottement dues à la vapeur de métal le long des parois du capillaire de vapeur et la convexité de la surface du bain due à la dilatation thermique (Figure 26). Il utilise en outre un facteur multiplicatif de 16 pour la viscosité du liquide en surface du bain et un facteur de 2,5 pour la viscosité des vapeurs métalliques dans le capillaire. Il met l'accent sur les phénomènes de dilatation, responsable d'une augmentation de volume de l'ordre de 8 à 12% et qui expliquerait la forme bombée du cordon de soudure en surface, bien qu'il n'y ait pas d'apport de matière. Selon lui, plus ce bombé sera grand et plus le temps de refroidissement sera important, ce qui augmentera les longueurs de bain. Son modèle prend donc en compte une géométrie avec une surépaisseur supposée déjà connue. Son modèle a été validé à travers de nombreuses configurations de soudage et sur la géométrie complète du cordon de soudure (largeur, longueur et pénétration).

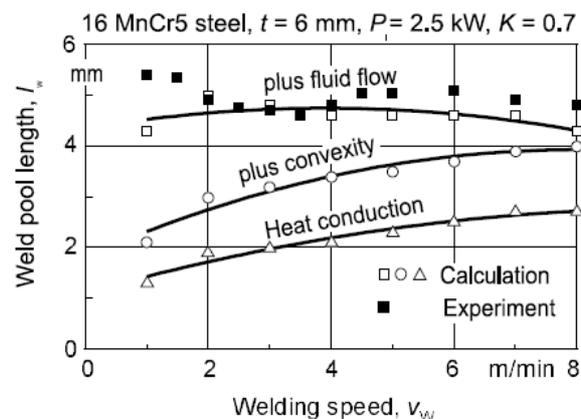


Figure 25 : Comparaison des longueurs de bain fondue obtenues avec les modèles numériques avec la moyenne des résultats expérimentaux [SUDNIK 2000]

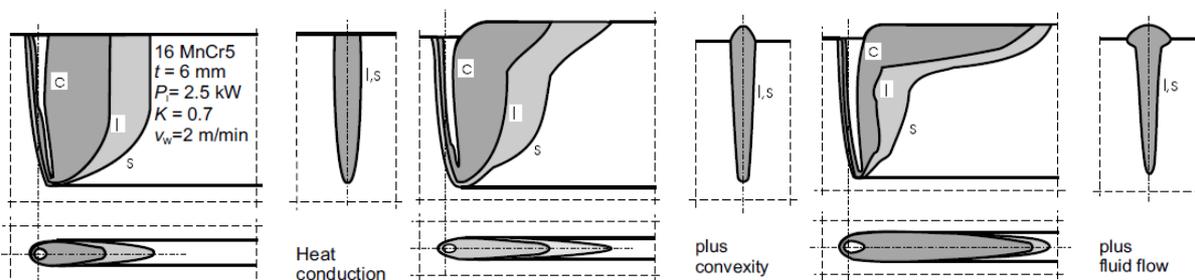
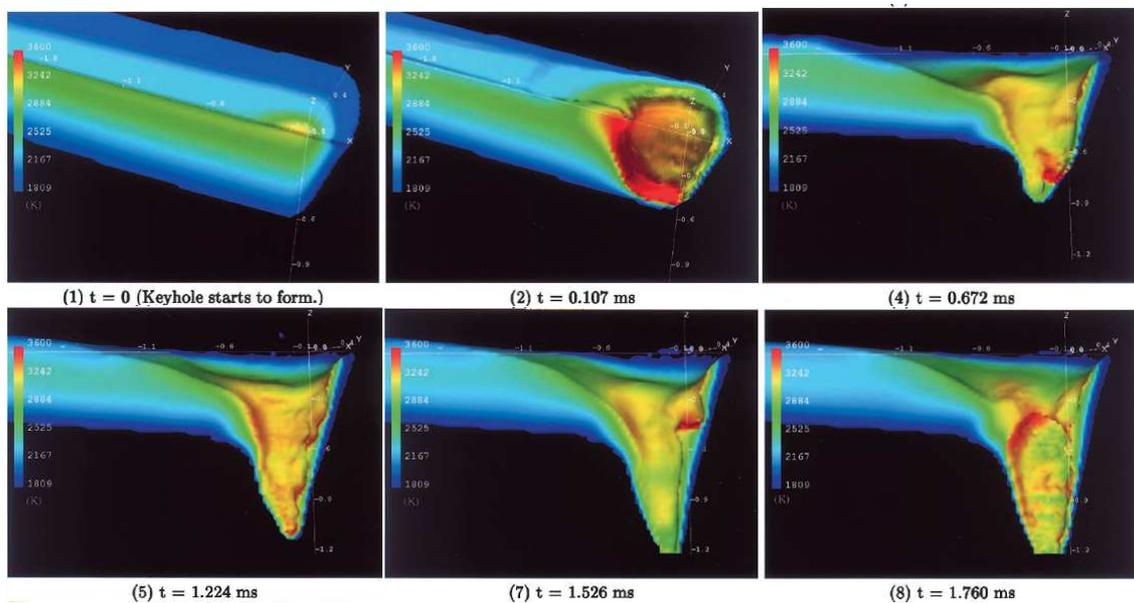


Figure 26 : Changement de la géométrie du bain de fusion (c, capillaire, l, limite liquidus, s, limite solidus) pour le calcul thermique conduction seul (à gauche), avec l'ajout la convexité du cordon (au centre) et avec l'ajout de la mécanique des fluide (à droite) en coupe longitudinale, transversale et en vue de dessus (Acier 16MnCr5, épaisseur de 6 mm, puissance laser de 2,5 kW et une vitesse de soudage 2 m/min) [SUDNIK 2000]

Pour finir, un modèle tridimensionnel thermohydraulique complet a été développé par Ki avec une prise en compte complète de l'interface liquide/vapeur (couche limite de Knudsen), du suivi de la surface libre du capillaire de vapeur, des phénomènes d'évaporation, des phénomènes d'ébullition et des réflexions multiples Ki [KI 2002-a, KI 2002-b]. Ce modèle permet de prédire les champs de température (*Figure 27*) et de vitesses ainsi que la géométrie complète du capillaire de vapeur et du bain de fusion. La méthode Level-Set a été utilisée pour le suivi de l'interface liquide-vapeur. Les forces de tension de surface et la pression de recul sont les principales forces motrices de l'hydrodynamisme du bain de fusion et sont incorporées dans la formulation. Ki a mis en évidence l'importance de la grandeur qu'est la pression de recul qui est déterminante pour définir la géométrie exacte du keyhole. Il montre aussi que le coefficient d'absorption fluctue en fonction du temps. En effet, les nombreuses fluctuations du keyhole font évoluer l'absorptivité au fur et à mesure du temps. La géométrie du cordon ainsi que les vitesses en surface du bain fondu sont validées par de nombreuses mesures expérimentales.



*Figure 27 : Evolution de la distribution de la température supérieure à la température de fusion (Puissance laser : 4 kW, Vitesse de soudage: 60 ipm, diamètre du faisceau: 500  $\mu$ m) [KI 2002-b]*

## 2.5 Le procédé de soudage hybride laser/MIG-MAG

Les procédés de soudage MIG-MAG et laser ont été présentés dans les parties précédentes. Très récemment, l'association des deux procédés de soudage a présenté un intérêt auprès des industriels. En effet, le soudage hybride permet de cumuler les avantages des deux procédés. Le soudage hybride laser/MIG-MAG est ainsi présenté dans cette partie.

### 2.5.1 Définition et principe du soudage hybride laser/MIG-MAG

L'étude du soudage hybride a débuté à la fin des années 1970, à l'Impérial Collège de Londres où un procédé de soudage hybride alliant laser et TIG a été mis en place et testé. Il

s'est avéré que ce procédé présentait de nombreux avantages par rapport aux autres procédés connus, mais ce procédé ne fut pas directement utilisé en raison de l'impossibilité de l'utiliser directement à une échelle industrielle. Il fallut attendre que le laser soit plus appliqué dans le milieu industriel pour que le soudage hybride soit sujet à des études plus approfondies. Ce procédé permet de profiter des avantages de chaque procédé seul. En effet, il est possible par exemple de souder des pièces rapidement en une seule passe grâce aux propriétés du laser tout en s'affranchissant des contraintes de jeux entre les pièces du fait du procédé MIG. Des soudures profondes tout en ayant des cordons de soudures larges (Figure 28) peuvent être réalisées, ce qui n'est pas possible en prenant chaque procédé seul.

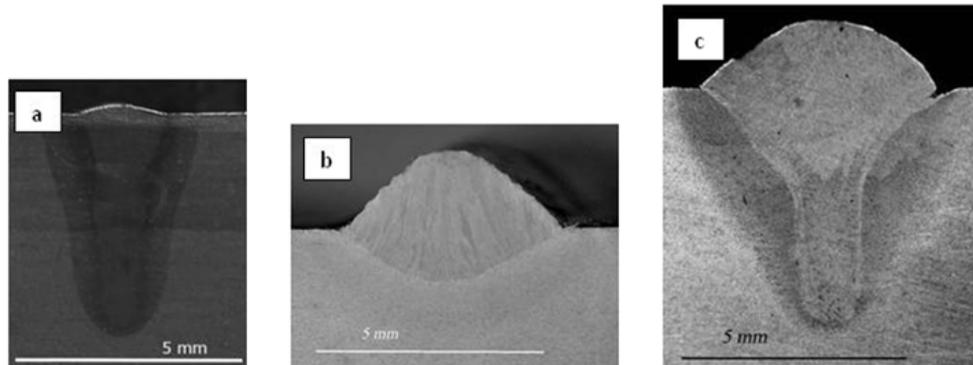


Figure 28 : Cordons de soudure : (a) laser seul, (b) MAG (c) hybride (MAG/laser) MIG  
 $(U_0=1 \text{ m/min}, V_f=5 \text{ m/min}, 200 \text{ A}, 17,6 \text{ V}, P_{\text{laser}}=4 \text{ kW}, \text{distance}_{\text{fil/faisceau}}=2 \text{ mm}, \text{acier S355})$   
 [LE GUEN 2010]

Le soudage hybride consiste à combiner dans une zone d'élaboration commune un faisceau laser avec un arc électrique conventionnel (TIG ou MIG/MAG) (Figure 29). Les avantages apportés par ce procédé sont multiples : outre les avantages de chaque procédé qu'il utilise, il permet d'obtenir une meilleure pénétration ainsi qu'une plus grande vitesse. Ceci est dû à l'interaction de l'arc et du laser dans le même bain. Par ailleurs, le bain obtenu est plus grand que pour les autres méthodes, ce qui permet au gaz entraîné dans le bain de fusion de s'échapper, et ainsi réduire le taux de porosité après solidification.

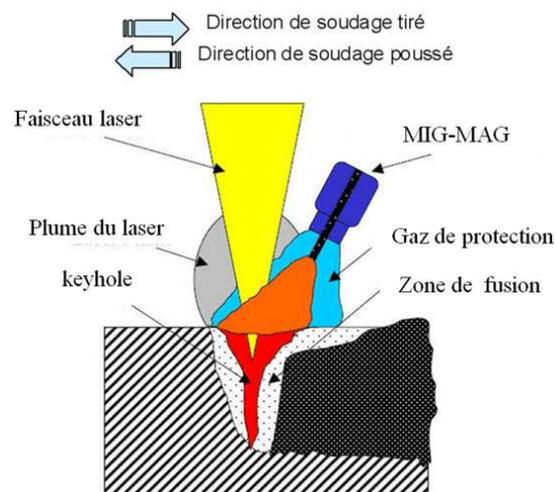


Figure 29 : Schéma de principe de fonctionnement du soudage hybride laser/MIG-MAG  
 [WOUTERS 2005]

Les gains obtenus en procédé hybride proviennent essentiellement de la synergie des procédés associés. L'énergie de l'arc associée à celle du laser accroît la stabilité du procédé, sa productivité et la qualité des cordons réalisés. Dans le cas du couplage d'un laser avec un arc MIG/MAG, il est possible, par exemple, d'envisager des vitesses de soudage plus importantes (de 2 à 10 fois supérieures aux vitesses de soudage à l'arc seul selon les épaisseurs concernées). Jusqu'à présent, l'influence des apports énergétiques a été la plus étudiée : si l'apport provient principalement de l'arc, la largeur endroit du cordon sera importante, à l'inverse, si l'apport principal est lié au laser, c'est la pénétration qui sera favorisée.

Les différents paramètres opératoires spécifiques au procédé de soudage hybride sont la position du faisceau laser par rapport à l'arc et la distance entre l'arc et le faisceau laser. Quand le laser est devant l'arc, on soude dans une configuration dite « poussée » (Figure 29). Ainsi, quand le laser est derrière l'arc, la configuration de soudage est dite « tirée » (Figure 29). Bien évidemment, les paramètres opératoires du soudage MIG-MAG seul et laser seul doivent être pris en compte. On voit donc que la compréhension du procédé de soudage hybride est très complexe au vu du nombre important de paramètres opératoires.

### **2.5.2 Etudes expérimentales du soudage hybride laser/MIG-MAG**

Le soudage laser hybride nécessite d'ajuster un grand nombre de paramètres pour obtenir un procédé optimal. Ainsi, on trouve dans la littérature un certain nombre de travaux présentant l'influence de ces différents paramètres opératoires. La plupart de ces travaux consistent à étudier l'influence de ces paramètres sur la forme et taille du cordon de soudure. Il a ainsi été démontré que la largeur du cordon de soudure était principalement influencée par la puissance de l'arc [EL RAYES 2004, CAMPANA 2007, GAO 2008]. En effet, quand la puissance d'arc augmente la largeur du cordon augmente aussi. La pénétration est plutôt contrôlée par la puissance du laser [EL RAYES 2004, CAMPANA 2007, GAO 2008]. Plus précisément, El Rayes a réalisé une série d'essais de soudage hybride laser CO<sub>2</sub> /MIG-MAG sur de l'acier austénitique inoxydable 316L afin d'étudier l'influence des paramètres opératoires sur la géométrie du cordon [EL RAYES 2004]. D'après ces travaux, le mode de transfert de métal a une grande influence sur la largeur et la pénétration du cordon de soudure. Les vapeurs métalliques induites par le laser modifient de façon significative les caractéristiques du transfert de métal. Campana a effectué ses essais de soudage hybride sur de l'acier inoxydable AISI 304 de 8 mm d'épaisseur avec un laser CO<sub>2</sub> [CAMPANA 2007]. L'objectif de ces travaux est de déterminer la position optimale des deux sources ainsi que l'importance du mode de transfert de métal d'apport sur la stabilité de l'ensemble du processus. Gao a lui étudié plus particulièrement l'effet des différents paramètres opératoires du soudage hybride laser CO<sub>2</sub> /MIG-MAG sur la microstructure d'un acier doux [GAO 2008].

La distance entre les deux sources est donc un paramètre important: la pénétration augmente si les deux sources se rapprochent. Selon Campana, la distance optimale se situerait dans la gamme de 2 à 4 mm [CAMPANA 2007]. Tandis que Song conseille une distance de 1 mm [SONG 2006], El Rayes préconise une distance inférieure à 7 mm entre les 2 sources et Casalino une distance inférieure à 5 mm [EL RAYES 2004, CASALINO 2007]. Ces

différences sur la distance optimale peuvent s'expliquer par les diverses conditions opératoires utilisées. Song a utilisé un procédé de soudage hybride laser Nd :YAG/ MIG-MAG avec des tôles d'alliages de magnésium AZ31B et d'épaisseur allant de 1,6 à 2,5 mm [SONG 2006]. Dans les travaux de Casalino, le matériau étudié pour l'étude est l'alliage 5005 composé d'aluminium et de magnésium de 3 mm d'épaisseur et les essais sont réalisés avec un laser CO<sub>2</sub> [CASALINO 2007]. Enfin, Wouters explique que placer la source MIG en amont du faisceau laser permet le préchauffage de la zone de la pièce où le faisceau laser va passer, et donc permet à ce dernier de pénétrer plus en profondeur [WOUTERS 2005]. Placer à l'inverse la source MIG en aval du laser permet principalement d'élargir le bain fondu. Wouters a surtout étudié l'influence du jeu et de la géométrie de l'assemblage (bord à bord, en angle) sur la géométrie du cordon et les problèmes de qualité du cordon de soudure. En effet, il met en évidence que des jeux très petits (moins de 0,5 mm) ou grands (plus de 2 mm) doivent être évités dans le cas du soudage à pénétration partielle car cela introduit une élévation des contraintes dans le cordon de soudure. Il préconise aussi l'utilisation d'un chanfrein afin d'améliorer la qualité du cordon de soudure. Pour ces travaux, un laser Nd :YAG a été utilisé pour les essais de soudage hybride sur un acier doux. D'après ces nombreux travaux, il semble difficile de conclure sur une distance optimale entre l'arc et le laser. En effet, cette distance caractéristique dépend de nombreux paramètres tel que le type de laser utilisé (Nd :YAG ou CO<sub>2</sub>), le matériau utilisé ou encore l'épaisseur de la tôle. Ainsi, une étude spécifique sur ce point a été réalisée au cours de ces travaux de thèse.

La position du point focal joue également un rôle. La position optimale dépendrait du mode de transfert. Selon Campana, la position optimale du point focal serait de 4 à 6 mm en dessous de la surface de la pièce en mode court-circuit, et plutôt de 6 à 8 mm en mode spray car dans ce régime, le bain serait plus stable [CAMPANA 2007]. Néanmoins, Song donne une position optimale entre 0,8 et -0,8 mm par rapport à la surface de la pièce à souder et Tani une distance de focalisation de 7 mm dans la pièce [SONG 2006, TANI 2007].

L'angle de la torche, plus rarement testé, influe également sur la pénétration. Un angle de 45° serait préférable à 60° d'après les travaux de Casalino [CASALINO 2007]. Tani a réalisé une étude spécifique sur l'influence du gaz de protection et du débit de gaz sur les caractéristiques dimensionnelles du cordon de soudure. Ces expériences ont été réalisées sur des plaques d'acier inoxydable AISI 304 de 8 et 10 mm d'épaisseur [TANI 2007]. Il préconise un pourcentage d'hélium entre 30 et 40 % pour assurer des conditions de soudage plus stables avec un débit entre 10 et 30 litres/min. Gao a aussi étudié ce paramètre, il semble important d'avoir un gaz de protection adéquat afin d'éviter les instabilités du bain de fusion [GAO 2008].

Toutes ces études sont basées essentiellement sur l'analyse des macrographies post-mortem et ne permettent donc pas une meilleure compréhension des phénomènes physiques et leur interaction lors du soudage. Des observations par caméra rapide ont encore très peu été utilisées du fait des difficultés de mise au point dues aux problèmes de réflexion du laser et de l'arc. On peut citer les travaux de Fennander qui présente un système utilisant une caméra rapide pour déterminer la fréquence de l'arc et la direction des gouttes au cours du procédé de

soudage hybride [FENNANDER 2007]. Néanmoins, cet article ne donne qu'une description de la technique. Une analyse approfondie des différents phénomènes induits lors du procédé de soudage hybride n'a pas été donnée. Huang décrit une méthode permettant de supprimer les interférences dues au laser et à l'arc quand on utilise une caméra infrarouge [HUANG 2006]. En effet, il préconise de placer la caméra infrarouge perpendiculairement au sens de soudage contrairement aux expériences traditionnelles au cours desquelles la caméra est située dans l'axe du soudage. Des thermocouples sont disposés sur la plaque à souder afin d'étalonner les mesures obtenues avec la caméra infrarouge. Il présente seulement des températures au loin du cordon de soudure ( $T_{\max} = 350^{\circ}\text{C}$ ).

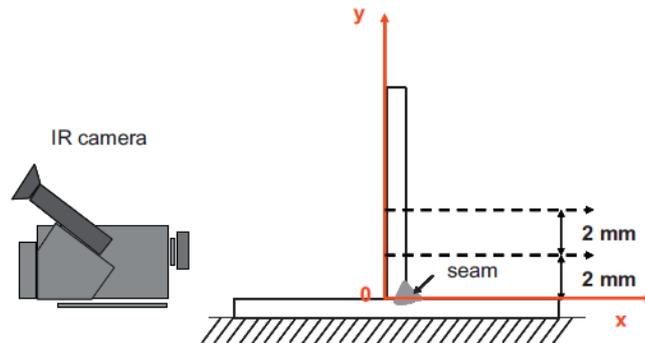


Figure 30 : Schématisation de l'expérience de mesure par caméra infrarouge [MATTEI 2009]

Dernièrement, Mattei a présenté des champs de températures obtenus grâce à une caméra infrarouge [MATTEI 2009]. Deux tôles d'aluminium ont été soudées en configuration « T » à l'aide d'un procédé hybride laser Nd:YAG / MIG. La mesure de température est effectuée sur l'arrière de la plaque verticale qui a été préalablement revêtue de graphite, ainsi l'émissivité peut être mesurée facilement (Figure 30). Les profils de températures sont obtenus uniquement pour deux points préalablement choisis. La température maximale obtenue est d'environ  $260^{\circ}\text{C}$ . Ces mesures sont utilisées pour valider la modélisation numérique du procédé de soudage hybride laser-MIG et ne permettent pas pour le moment d'appréhender la compréhension du comportement du bain de fusion.

Du point de vue du détachement de la goutte, Ono a cherché à déterminer la fréquence de détachement des gouttes à partir de la mesure de la tension et de ses fluctuations [ONO 2002]. Il a enregistré un temps de cycle de 10 ms en hybride alors qu'il serait de 50 à 100 ms en MIG-MAG seul. Son explication serait basée sur la concentration de l'arc due à la présence du laser. En effet, une énergie plus concentrée entrainerait une température d'arc plus élevée ce qui faciliterait le détachement des gouttes.

### 2.5.3 Modélisation numérique du soudage hybride laser/MIG-MAG

Concernant la modélisation du soudage hybride laser/MIG-MAG, on trouve encore très peu de travaux publiés. Ce processus est assez complexe et une compréhension complète satisfaisante n'est pas encore disponible. Chaque processus à lui seul n'est déjà pas complètement bien maîtrisé et bien compris. En effet, il est nécessaire de coupler différents

termes sources représentant les énergies générées de la part des procédés MIG et laser. Il faut également tenir compte de l'apport de matière dû au MIG qui interagit avec le bain liquide ainsi que la présence du capillaire de vapeur. Le développement d'une modélisation numérique de ce processus hybride qui prendrait en compte les principaux processus physiques impliqués serait un outil très utile pour estimer les paramètres du cordon de soudure final pour un ensemble de configurations de soudage.

Nous pouvons citer le travail effectué par Wouters, qui a développé un modèle semi-analytique pour calculer les champs thermiques et la géométrie du bain de fusion obtenus lors du procédé de soudage hybride laser/MIG [WOUTERS 2005].

Reutzel a proposé un modèle thermique tridimensionnel en utilisant un double ellipsoïde pour la source de chaleur volumique représentant à la fois l'énergie du laser et celle de l'arc [REUTZEL 2005]. Cette première approche permet de reproduire les cordons de soudure obtenus expérimentalement, néanmoins, la forme du bourrelet due à l'apport de matière semble être une donnée. Liang a développé un modèle thermique en utilisant une source surfacique pour le MIG et volumique pour le laser [LIANG 2009]. Une approche similaire à celle de Reutzel a été utilisée récemment par Zhang [ZHANG 2010]. Le champ thermique est calculé directement sur la géométrie finale du bombé qui est supposée connue. Une telle approche ne prend pas en considération le dépôt d'énergie de l'arc et du laser qui se fait en réalité sur une surface déformée par les effets de pression.

Le modèle le plus complet à ce jour semble être celui proposé par Zhou et Tsai, qui modélisent l'interaction des gouttelettes avec le bain de fusion [ZHOU 2008]. La méthode VOF est utilisée pour suivre le déplacement des surfaces libres. Les équations de Navier-Stokes, de la chaleur et conservation des espèces sont résolues pour le métal liquide. Pour la surface du capillaire, ils prennent en compte la tension superficielle et la pression de recul. Les effets de réflexion multiples sur les parois du capillaire en fonction du temps sont également pris en compte pour le calcul du flux. Ce dernier modèle permet de montrer l'influence de la taille des gouttes, qui entraîne notamment l'augmentation des turbulences. Ce modèle reste cependant limité à un cas 2D axisymétrique, non représentatif des configurations réelles de soudage. L'extension de ce modèle à une configuration tridimensionnelle a été proposée par Cho qui a étudié les modes d'écoulement complexes du bain de fusion dans le cas du soudage hybride laser/MIG-MAG. Cependant, aucune comparaison avec des données expérimentales n'a été faite [CHO 2009].

## ***2.6 Conclusion***

Du point de vue expérimental, l'ensemble des travaux récemment présentés pour les 3 procédés de soudage MIG-MAG, laser et hybride laser/MIG-MAG décrivent des études paramétriques du procédé de soudage. En soudage MIG-MAG, l'imagerie rapide et par infrarouge commence à être utilisée [LIN 2001, VALENSI 2007]. Le passage par ces techniques d'imagerie semble inévitable pour avoir une meilleure compréhension de l'interaction arc-goutte-matière. Des techniques spécifiques sont utilisées pour observer des

points particuliers tels que la calorimétrie pour obtenir des rendements d'arc [NILES 1995] ou encore des techniques de mesure de pression d'arc [LIN 1986]. Malgré ces nombreuses études techniques, il reste de nombreux points à éclaircir tels que la pression d'arc en soudage MIG-MAG et la déformation induite par cette pression ou encore l'interaction de la goutte sur l'hydrodynamique du bain de fusion. En soudage laser seul, l'imagerie rapide commence également à être utilisée pour mieux comprendre le comportement de la zone fondue [FABBRO 2005, FABBRO 2007-a]. Mais l'ensemble des études reste axé sur l'étude de l'influence des différents paramètres opératoires sur la géométrie et la qualité du cordon de soudure [KAWAHITO 2007, ANAWA 2008, WU 2008]. Pour le soudage hybride laser/MIG-MAG, les travaux sont moins nombreux, néanmoins le procédé commence à intéresser les industriels. Les études sont là encore orientées sur l'optimisation des paramètres opératoires dans des configurations très diverses (soudage bout à bout ou en angle) [EL RAYES 2004, WOUTERS 2005, CAMAPANA 2007, GAO 2008]. Du côté de l'imagerie rapide ou infrarouge, les travaux présentent des moyens de mise en œuvre de ces techniques, comme la suppression des interférences [FENNANDER 2007, HUANG 2006], mais aucun de ces travaux ne permet d'appréhender la compréhension des phénomènes induits lors du procédé de soudage hybride. Au vu de ces nombreux travaux, nous avons donc envisagé au cours de cette thèse d'utiliser une caméra rapide afin de visualiser les cinétiques de l'hydrodynamique du procédé et l'interaction de l'arc et du faisceau laser en cours de procédé de soudage hybride laser/MIG-MAG. Les travaux publiés montrent également qu'il existe certains désaccords sur l'influence des paramètres opératoires tels que la distance optimale entre l'arc et le laser ou encore la position du point de focalisation. Les paramètres optimaux pour le cas du soudage hybride ne semblent donc pas parfaitement établis, il s'agira donc également dans cette thèse d'entreprendre une série d'expériences couvrant une large gamme de paramètres opératoires en vue d'identifier les conditions optimales pour des soudures de bonne qualité pour la configuration et le matériau de l'étude.

Du point de vue numérique, de nombreux modèles complets existent déjà pour les procédés de soudage MIG-MAG et laser. Pour une description complète des phénomènes, ils nécessitent la résolution des équations de la mécanique des fluides couplées à l'équation de la chaleur à l'aide de modèles tridimensionnels et généralement l'utilisation de méthodes adaptées pour le suivi des interfaces mobiles. Les temps de résolution de tels modèles sont encore actuellement difficilement compatibles avec les contraintes industrielles malgré les progrès technologiques importants ces dernières années. De plus, ces modèles numériques restent que rarement validés par des résultats expérimentaux. En effet, ils sont comparés uniquement avec quelques configurations et la géométrie tridimensionnelle complète, surtout la longueur du bain fondu ainsi que la déformation du bain liquide sous l'effet des pressions, ne sont que très rarement abordées. Pour le procédé de soudage hybride, seul les récents travaux de Cho [CHO 2009] présentent un modèle complet thermohydraulique avec prise en compte de la déformation de la surface. Néanmoins, ce modèle n'a pas été validé par des résultats expérimentaux. Des modèles tridimensionnels thermiques existent aussi mais supposent une connaissance de la géométrie finale du bombé connue. Notre objectif vis-à-vis de ces travaux est donc de développer un modèle thermique tridimensionnel du procédé de soudage hybride laser/MIG-MAG qui calcule la géométrie finale du cordon avec prise en

compte de la déformation de la surface du bain fondu due à la pression d'arc. Pour des temps de calculs raisonnables, on obtiendra ainsi les cycles thermiques nécessaires à un futur calcul thermomécanique en vue de prédire les contraintes et déformations résiduelles, une des préoccupations industrielles importantes. De plus, le modèle devra être validé expérimentalement sur une large plage de configurations opératoires.



## 3. Dispositifs expérimentaux

Ce chapitre présente les dispositifs expérimentaux et les différents diagnostics mis à notre disposition pour analyser les procédés de soudage MIG-MAG, laser et hybride laser/MIG-MAG. Les expériences ont été menées à l'aide d'un laser, d'un poste de soudage à l'arc électrique et d'une table de déplacement. La forme du bain fondu et son hydrodynamique sont observées et analysées grâce à une caméra CMOS rapide. Les propriétés du matériau utilisé et la procédure d'observation des échantillons sont décrites dans deux parties distinctes. Pour finir, les différentes techniques de mesure de différents paramètres sont présentées tels que la longueur du bain de fusion, la déformation de la surface ou encore la fréquence, la vitesse et la pression des gouttes lors des procédés de soudage MAG et hybride laser/MAG.

### 3.1 L'installation de soudage

#### 3.1.1 Le poste de soudage MIG-MAG

Un DIGI WAVE 400 modèle de SAFT PRO a été utilisé pour tous les essais de soudage MIG-MAG (Air Liquide Welding France). Il délivre un courant pouvant aller jusqu'à 400 A en cours de soudage pour les différentes configurations de contrôle de courant et de tension de l'arc (continu ou pulsé). Un système de déclenchement à distance a été mis en place afin de pouvoir automatiser l'installation, l'associer avec celui du laser pour le procédé de soudage hybride et travailler en toute sécurité. Ce poste dispose de synergie de soudage : on indique le matériau à souder, le gaz utilisé, le diamètre de fil utilisé, le mode voulu et une synergie en tension et courant est imposée (Figure 32). Ainsi, on indique une vitesse de fil et la synergie fixe la tension et l'intensité de soudage. La tension et le courant sont donc dépendants de la vitesse de fil souhaitée. La vitesse de soudage est contrôlée par le déplacement de la pièce à souder, le poste MIG-MAG étant fixe. Nous précisons dans ce qui suit les différents paramètres opératoires variables dans notre étude :

- vitesse de soudage : 0,2 à 20 m/min (limitation liée à la table de déplacement),
- vitesse d'avance du fil d'apport : 0,5 à 12 m/min,
- courant : 50 à 400 A,
- tension : 12 à 29 V,
- sens de déplacement de la torche : tiré ou poussé (Figure 5),
- distance entre le fil d'apport de matière et le faisceau laser: 0 à 5 mm (Figure 31).

Les paramètres opératoires tels que l'acier étudié, le diamètre et la nature du fil d'apport, le mode de détachement du fil, le gaz et le débit du gaz de protection, l'angle d'inclinaison et la distance entre la buse de sortie de fil et la pièce à souder sont imposés par les objectifs du projet HYPROSOUND. Ces paramètres ont été choisis en fonction de la demande et du besoin des partenaires industriels de la façon suivante :

- diamètre du fil d'apport : 1,2 mm,
- matériau du fil d'apport : G4 Si1,

- matériau à souder : acier S355,
- mode du détachement du fil : continu,
- gaz de protection : ARCAL 21 (92% Ar et 8% de CO<sub>2</sub>), ainsi, on parlera donc uniquement de soudage MAG dans cette étude,
- débit de gaz de protection : 15 L/min,
- angle d'inclinaison de la torche : 30° par rapport à l'axe vertical (Figure 31),
- distance entre la buse de sortie de fil et la pièce à souder : 15 mm (Figure 31).

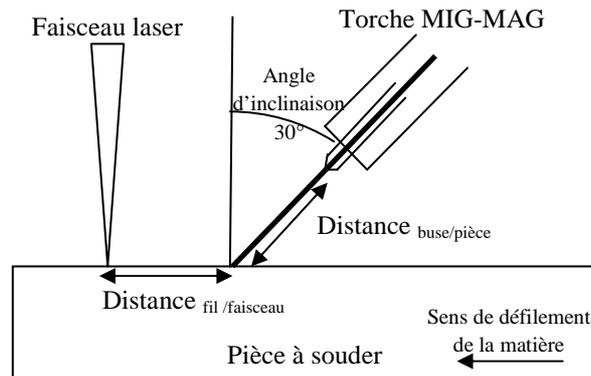


Figure 31 : Schématisation du positionnement entre le faisceau laser et la torche MIG-MAG et entre la buse de sortie et la pièce à souder (exemple pour une configuration tirée ; pour la configuration poussée, le sens de défilement serait opposé).

En indiquant au poste de soudage à l'arc les paramètres tels que le gaz de protection (ARCAL 21), le matériau à souder (acier S355), le matériau et diamètre du fil d'apport de matière (G4 Si1, 1,2 mm), le mode de détachement du fil d'apport (continu) et la vitesse d'avance du fil d'apport de matière (variable de 0,5 à 12 m/min), le poste nous impose une synergie en tension et en courant (Figure 32). Cette synergie est indépendante de la vitesse de soudage, de l'inclinaison de la torche, du débit de gaz de protection et de la distance entre la buse de sortie de fil et la pièce à souder. Nous avons donc utilisé ces synergies pour les différents essais réalisés au cours de notre étude.

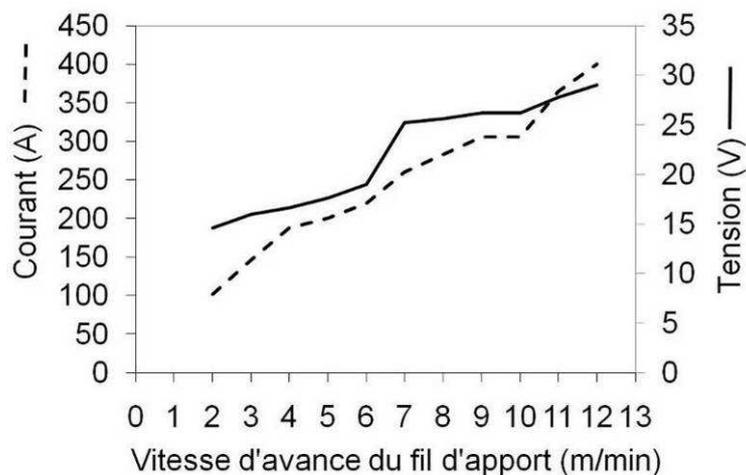


Figure 32 : Synergies en tension et courant obtenues avec les paramètres de notre étude (acier S355, diamètre du fil d'apport : 1,2 mm, Arcal 21)

Après avoir réalisé un cordon de soudure, le poste de soudage à l'arc permet d'obtenir une moyenne de la tension et du courant sur la durée de soudage. Cette information permet de savoir si le poste respecte correctement la synergie du poste (Figure 32) mais ne permet pas d'obtenir une information sur l'évolution du courant et de la tension au cours du soudage. Une installation d'enregistrement du courant (pince ampèremétrique sur la masse) et de la tension (mesure entre le début de la torche et le début de la masse) a donc été mise en place pour analyser l'évolution de ces deux paramètres au cours du temps.

### **3.1.2 Le laser**

Les premiers essais ont été réalisés à l'aide d'un laser Nd: YAG (dopé au néodyme) continu à disques pompés lampes de marque TRUMPF 4006D, de longueur d'onde 1064 nm, délivrant une puissance maximale de 4 kW. Le laser est commandé à distance. Le faisceau est acheminé au poste de travail par le biais d'une fibre optique de 600  $\mu\text{m}$  jusqu'à une tête laser. Pour information, la taille de la fibre optique impose la taille minimale de la tache focale que l'on peut utiliser. Les principaux paramètres opératoires, outre la vitesse de soudage que nous avons mentionnée précédemment, sont les suivants :

- la puissance laser : fixe dans l'étude, 4 kW (mais variable de 0 à 4 kW), continu,
- le diamètre de la tache focale : fixe dans notre étude, 0,6 mm (les distances de collimation et de focalisation sont de 200 mm, Figure 21),
- la position du point de focalisation : fixe dans notre étude, focalisation en surface de la pièce à souder.

Par la suite, le laboratoire s'est équipé d'un laser Nd : YAG (dopé au néodyme) à disques pompés diodes, continu de 8 kW de puissance maximale de la marque TRUMPF TruDisk 8002. Néanmoins 90% des essais ont été réalisés avec le laser de 4 kW de puissance maximale, une précision sera donc donnée si l'essai a été réalisé avec le laser de 8 kW.

### **3.1.3 L'imagerie rapide**

La caméra rapide CMOS utilisée est de marque PHOTRON IMAGEUR FASTCAM APX RS 3000 avec une fréquence d'enregistrement maximale de 100 kHz. Sa mémoire d'acquisition est de 2,6 Go. Ainsi, selon la superficie de la zone à observer et la fréquence d'acquisition, une séquence de seulement de 0,1 à 10 secondes peut être filmée à chaque essai. Au vu des cinétiques du procédé et de nombreux essais, une fréquence de 10 kHz a été suffisante pour observer les phénomènes qui interagissent lors du procédé de soudage. Des observations latérales de la géométrie du bain fondu ont été réalisées en plaçant l'appareil sur le côté, perpendiculairement au sens de soudage et incliné de 45° par rapport à la verticale du faisceau laser (Figure 33). Un film a été réalisé pour chaque essai avec un éclairage et un filtre adéquats pour les différents types d'essai. Les données peuvent être enregistrées soit sous forme de séquences d'images, soit directement sous forme de fichiers vidéo. La caméra est associée à un système de déclenchement à distance.

Etant donné l'intensité de la lumière de l'arc et du laser, il est difficile d'observer directement l'arc de soudage. De très nombreux essais ont été réalisés afin de mettre au point un éclairage et un système de filtrage adéquats. Un filtre interférentiel rouge (CVI F03-632.8-4-50.0M) centré sur 632,8 nm (FWHM 3 nm) a ainsi été choisi dans le cas du soudage MIG-MAG à forte intensité, afin de supprimer la luminosité de l'arc. Le contraste ainsi obtenu est suffisant pour étudier également le transfert des gouttes dans l'arc. En procédé laser, on utilise en complément un filtre KG-3 afin de protéger les capteurs de la caméra rapide des longueurs d'onde du laser (1064 nm dans notre cas). En utilisant ces filtres, la zone d'observation devient très sombre, un éclairage à lampe halogène a donc été utilisé afin d'obtenir un contraste suffisant surtout sur l'arrière du bain de fusion.

### 3.1.4 Schéma général de l'installation

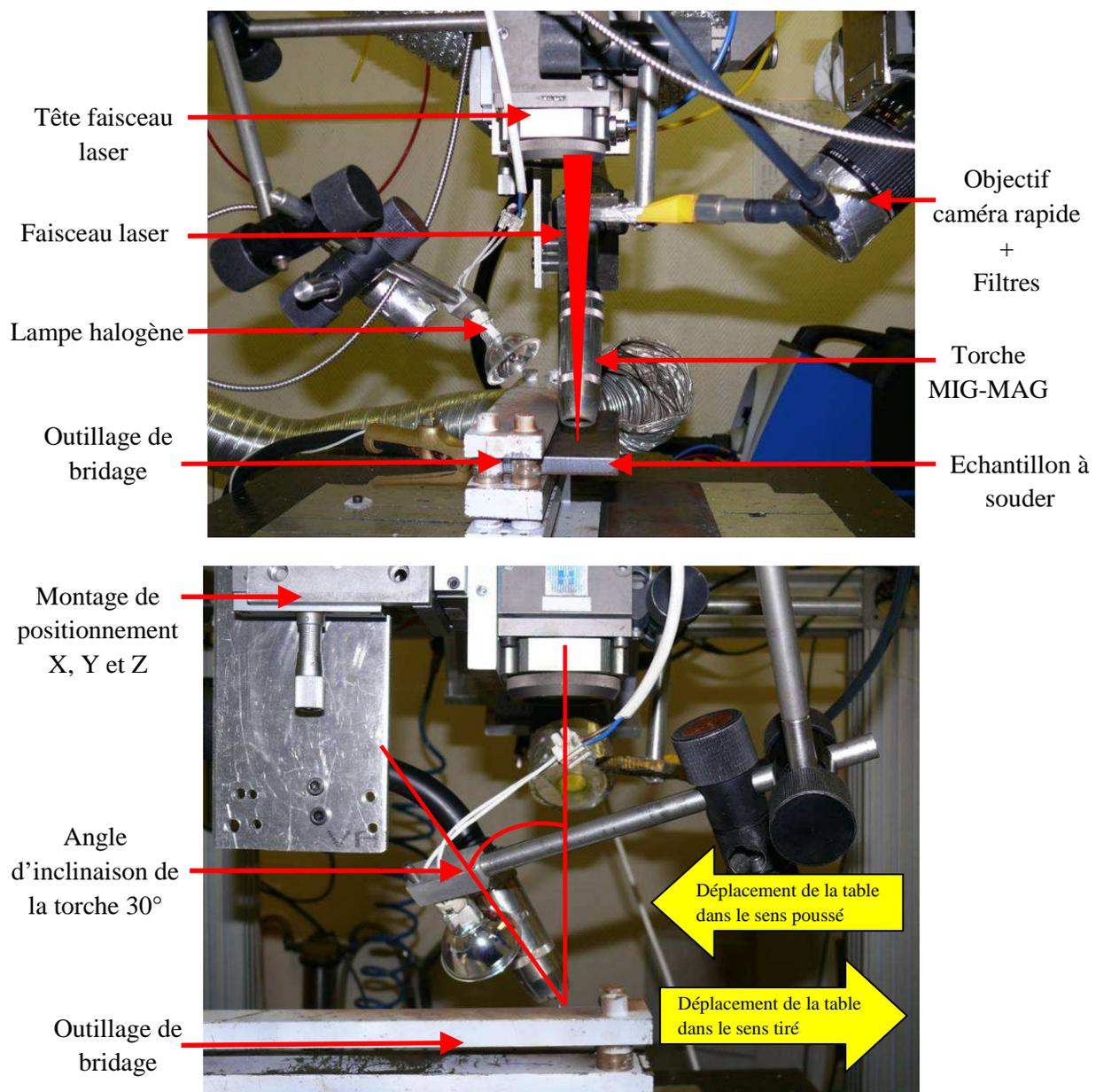


Figure 33 : Photographies illustrant le dispositif expérimental

Un montage a été réalisé afin de faire du soudage hybride laser/MIG-MAG, du laser seul et du MIG-MAG seul. Ce montage permet de faire varier tous les paramètres géométriques de la torche et du faisceau laser (Figure 33). Le faisceau laser et la torche sont dans l'axe du soudage. Le faisceau laser est à la verticale et la torche inclinée de 30° par rapport à la verticale. La distance entre l'arc et le faisceau laser peut être ajustée très précisément afin de pouvoir réaliser des cordons de soudage. Ce montage étant fixe, une table de déplacement selon 2 axes a donc été mise à disposition.

## 3.2 Matériaux

### 3.2.1 L'acier S355

Le matériau utilisé pour l'étude est un acier de construction classique. Sa dénomination suivant la normalisation européenne est S355, suivant la normalisation américaine A 572 Gr et suivant la normalisation canadienne : Gr. 350. La composition chimique de l'acier S355 est présentée dans le Tableau 3. Selon la norme EN 10248-1:1995 et les normes internationales comparables, les caractéristiques mécaniques sont les suivantes :

- Limite d'élasticité minimale  $R_{eH}$  : 355 N/mm<sup>2</sup>,
- Résistance à la traction minimale  $R_m$  : 480 N/mm<sup>2</sup>,
- Allongement minimal  $L_0$  : 22 %.

Eléments	Mn	Si	P	S	Cu	C	N
Composition massique (%)	1,1	<0,03	0,014	0,004	<0,03	0,076	0,005

Tableau 3: Composition chimique de l'acier S355

Pour la partie numérique de cette thèse que nous détaillerons dans les chapitres dédiés à ce sujet, un modèle purement thermique sera développé (cf. § 5 et 6). Nous présentons dans ce qui suit les propriétés thermophysiques de l'acier S355 utilisées pour ce modèle. Ces propriétés sont issues de l'Office Technique pour l'Utilisation des Aciers [OTUA]. Le Tableau 4 donne la masse volumique, la capacité thermique massique ainsi que la conductivité thermique en fonction de la température. Dans le tableau ci-dessous, il est parfois indiqué 2 valeurs pour une même température; ceci résulte du fait que ces données sont issues de mesures faites sur un certain nombre d'aciers de nature voisine qui présente une ressemblance pour la propriété déterminée. Les deux valeurs correspondent à des valeurs minimale et maximale pour l'acier considéré. Dans notre étude, nous avons choisi une moyenne des 2 valeurs. Les autres caractéristiques thermophysiques utilisées sont les suivantes :

- Température du solidus  $T_s$  : 1440 °C
- Température du liquidus  $T_l$  : 1505 °C
- Température de fusion  $T_f$  : 1472,5 °C
- Température d'évaporation  $T_{evap}$  : 2750 °C
- Enthalpie de fusion  $L_f$  : 270 000 J.kg<sup>-1</sup>

- Enthalpie d'évaporation  $L_{evap}$ : 6 595 000 J.kg<sup>-1</sup>
- Emissivité thermique  $\varepsilon$  : 0.5

De nombreux essais ont consisté à réaliser des lignes de fusion à plat sur des tôles de 100 mm de largeur, 200 mm de longueur et de 20 mm d'épaisseur fournies par un des partenaires industriels CATERPILLAR (Figure 34). L'échantillon est bridé sur un côté. Sur chaque tôle, trois cordons peuvent être effectués. Entre chaque essai, on laisse refroidir la tôle jusqu'à la température ambiante.

Quelques assemblages ont été réalisés sur deux tôles de 50 mm de largeur, de 200 mm de longueur et de 20 mm d'épaisseur (Figure 35). Des clinquants d'épaisseurs bien définies (de 100  $\mu$ m à 1000  $\mu$ m) sont disposés ou non (sans jeu) entre les 2 tôles à souder afin de maîtriser le jeu de l'assemblage. Enfin, les tôles sont pointées à chaque extrémité avant d'être soudées alors que l'ensemble est bloqué dans un étau. Le jeu tout au long de l'interface entre les deux tôles a été vérifié avant soudage et correspond au jeu souhaité.

<b>Température (°C)</b>	<b>0</b>	<b>20</b>	<b>100</b>	<b>200</b>	<b>300</b>	<b>400</b>	<b>500</b>
<b>Masse volumique <math>\rho</math> (kg.m<sup>-3</sup>)</b>	7829	7825	7800	7767	7735	7699	7661
	7878	7878	7849	7816	7785	7749	7714
<b>Conductivité thermique <math>\lambda</math> (W.m<sup>-1</sup>.K<sup>-1</sup>)</b>	39	40	41	40	39	-	-
<b>Capacité thermique massique <math>c_p</math> (J.kg<sup>-1</sup>.K<sup>-1</sup>)</b>	440	450	470	500	540	580	650
	480	490	520	550	600	640	730
<b>Température (°C)</b>	<b>600</b>	<b>700</b>	<b>800</b>	<b>900</b>	<b>1000</b>		
<b>Masse volumique <math>\rho</math> (kg.m<sup>-3</sup>)</b>	7625	7588	7571	7523	7481		
	7674	7633	7653	7604	7555		
<b>Conductivité thermique <math>\lambda</math> (W.m<sup>-1</sup>.K<sup>-1</sup>)</b>	-	-	-	-	-		
<b>Capacité thermique massique <math>c_p</math> (J.kg<sup>-1</sup>.K<sup>-1</sup>)</b>	720	810	510	540	570		
	870	-	920	640	670		

Tableau 4: Propriétés thermophysiques de l'acier S355 [OTUA]

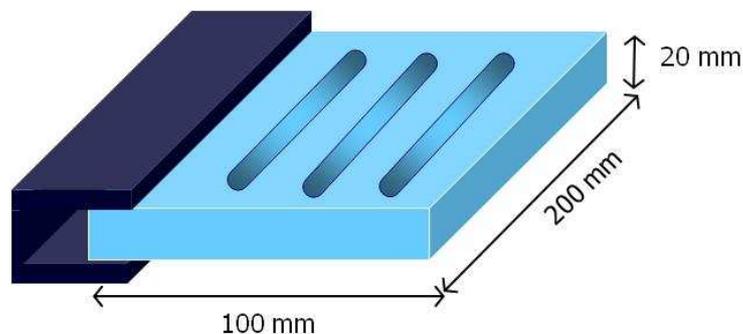


Figure 34: Schéma du soudage des lignes de fusion

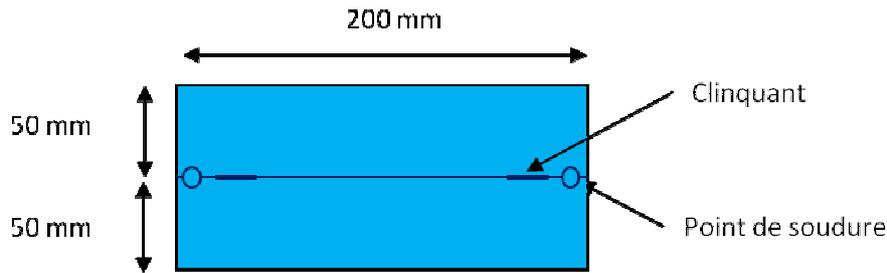


Figure 35: Schéma de la préparation de l'assemblage

### 3.2.2 Le fil d'apport (G4 Si1)

Le fil d'apport utilisé pour les différents essais impliquant le procédé MIG-MAG est le EN 440 G4 Si1 de 1,2 mm de diamètre. Ce matériau est composé de 1,5% de manganèse, de 1% de silicium et de 0,1% de carbone.

### 3.3 L'observation macrographique

Le prélèvement de l'échantillon à l'aide d'une tronçonneuse est effectué perpendiculairement au cordon de soudure (Figure 36). La taille de l'échantillon est généralement de 1 à 5 cm<sup>2</sup>. Le polissage se fait en plusieurs étapes : tout d'abord le pré-polissage à l'aide de disques abrasifs avec un écoulement d'eau pour éviter l'échauffement (3 à 5 minutes) puis le polissage de finition à l'aide de la pâte diamantée (9, 3 et 1 μm).

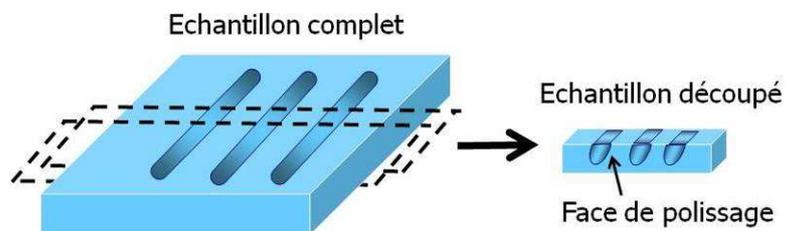


Figure 36: Schéma de la découpe de l'échantillon avant le polissage

Une attaque chimique au Nital (solution d'éthanol contenant 1,5 % en volume d'acide nitrique) de 5 à 10 secondes est effectuée pour observer des différences de relief ou de coloration entre les différents constituants ou entre des orientations différentes de cristaux d'une même phase. Suite à cette attaque, les coupes macrographiques sont photographiées à l'aide d'une loupe binoculaire équipée d'un dispositif numérique d'acquisition d'images. Les observations macroscopiques permettent de visualiser la zone fondue et la zone affectée par la température. Leurs caractéristiques géométriques (largeur, pénétration, surface totale, surface du bombé...) sont mesurées comme le présente la Figure 37. Pour effectuer ces mesures, le logiciel PlotDigitizer a été utilisé. Ce logiciel permet de mesurer des distances et des surfaces entre différents points. Pour cela, l'utilisateur vient sélectionner manuellement les différents points souhaités.

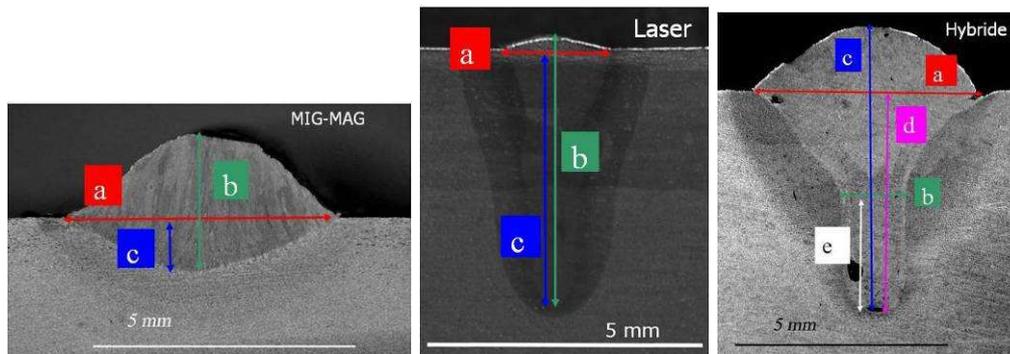


Figure 37: Mesures effectuées sur les cordons obtenus en soudage MIG-MAG, laser et hybride laser/MIG-MAG

### 3.4 Techniques spécifiques d'observation et de mesure

Cette partie présente les différentes techniques pour obtenir des informations spécifiques utiles à la compréhension des procédés de soudage laser, MAG, hybride laser/MAG. Une technique spécifique a été mise au point afin d'obtenir la forme du cordon dans le sens longitudinal à l'aide de traceur. Les observations à l'aide de la caméra rapide permettent de mesurer des dimensions difficilement accessibles autrement tel que la longueur du bain de fusion, la déformation de la surface ou encore les fréquences, vitesses et rayons des gouttes de matière apportées par le procédé MAG. Enfin, en cumulant une technique de traceur et les observations à la caméra rapide, une mesure de vitesse en surface a pu être réalisée.

#### 3.4.1 Traceur dans le bain de fusion

Une technique a été développée afin d'obtenir la forme du cordon dans le sens longitudinal. Le principe de cette expérience est d'introduire un cylindre de faible diamètre (de l'ordre du millimètre) constitué d'un matériau différent de l'acier S355 inséré verticalement sur la future ligne de fusion et de souder la tôle en passant sur le fil introduit (Figure 38). Au passage de la source de chaleur (laser, MAG ou hybride), la partie supérieure de ce cylindre va fondre et se mélanger au bain liquide du fait des écoulements au sein du bain liquide. Le matériau du cylindre doit être choisi de manière à obtenir un bon contraste avec les autres matériaux présents. Ainsi, le cylindre d'un matériau de composition différente sert de traceur du bain fondu. Pour cela, des tôles d'acier S355 ont été percées dans le sens de l'épaisseur d'un trou non débouchant de même diamètre que le fil (Figure 38). La profondeur du trou est choisie de façon à ce qu'elle soit supérieure à la pénétration mesurée dans le cas d'une ligne de fusion sans traceur. En effet, cela permet de connaître la position exacte du fil après soudage du fait que le bas du trou reste visible après la découpe. On y introduit le fil, puis, on effectue une ligne de fusion en passant à l'endroit du fil (Figure 38). Enfin, on effectue une coupe longitudinale dans l'axe du soudage. Différentes attaques chimiques ont été testées pour les différents matériaux introduits: il semble que les attaques avec le Nital permettent d'obtenir le meilleur contraste. On obtient ainsi le profil à l'arrière du bain fondu. Nous avons vérifié au préalable que le traceur ne perturbait pas le bain fondu en comparant les formes de cordons (pénétration, largeur, hauteur totale, surface, ...) et les longueurs de

bain avec celles obtenues sans le dispositif de traceur. Différents fils et diamètres de fils ont été testés :

- un alliage de cuivre et d'aluminium (10 à 11,5% en masse) de diamètre 1 mm,
- un acier inoxydable 316 L de diamètre 1 mm,
- un alliage de laiton, cuivre et zinc (15% en masse) de diamètre 1,2 mm,
- un alliage de Monel 60, nickel (60% en masse) et de cuivre (40% en masse) de diamètre 0,8 mm.

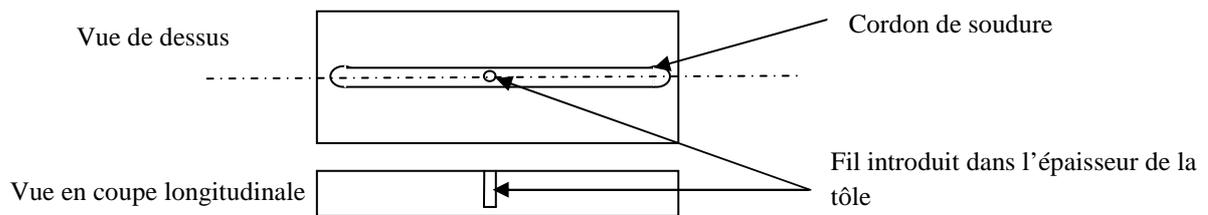


Figure 38 : Schéma représentatif de l'expérience de traceur

### 3.4.2 Mesure de la longueur du bain de fusion

La mesure de la longueur du bain de fusion est une donnée importante pour valider les résultats issus de modélisation en terme de géométrie du cordon de soudure. Deux principes de mesure de la longueur du bain fondu ont été développés. La première approche pour obtenir les longueurs de bain fondu a été de les mesurer directement sur les lignes de fusion obtenues. En effet, après un arrêt brutal du soudage, on observe des stries de solidification sur les lignes de fusion. On peut supposer que la distance entre la fin du cordon et la dernière strie correspond à la longueur du bain de fusion (Figure 39). Néanmoins, cette mesure n'est pas précise. En effet, la visualisation de la dernière strie reste au jugement de la personne qui réalise la mesure.

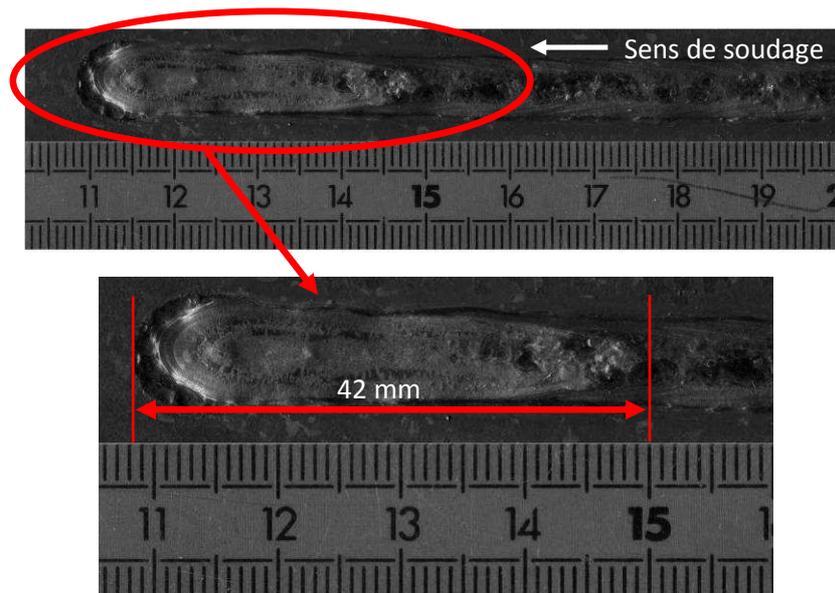


Figure 39 : Mesure de la longueur du bain fondu directement sur les lignes de fusion

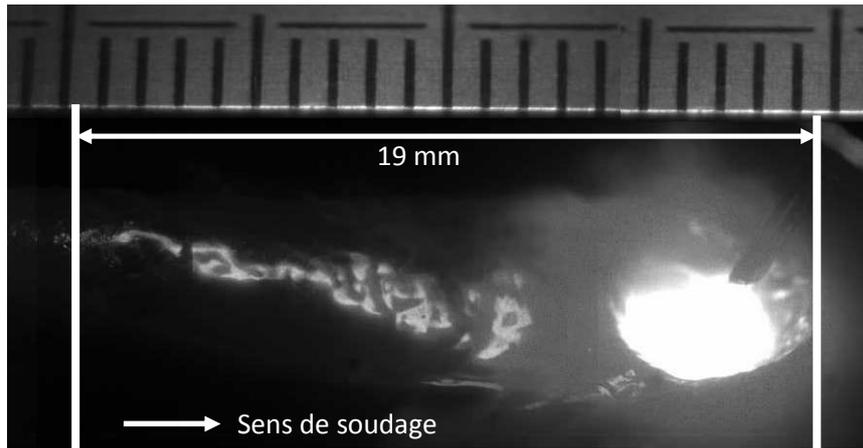


Figure 40 : Mesure de la longueur du bain fondu en cours de soudage à l'aide d'un film obtenu avec la caméra rapide (MAG :  $U_0=1$  m/min et  $V_f= 6$  m/min)

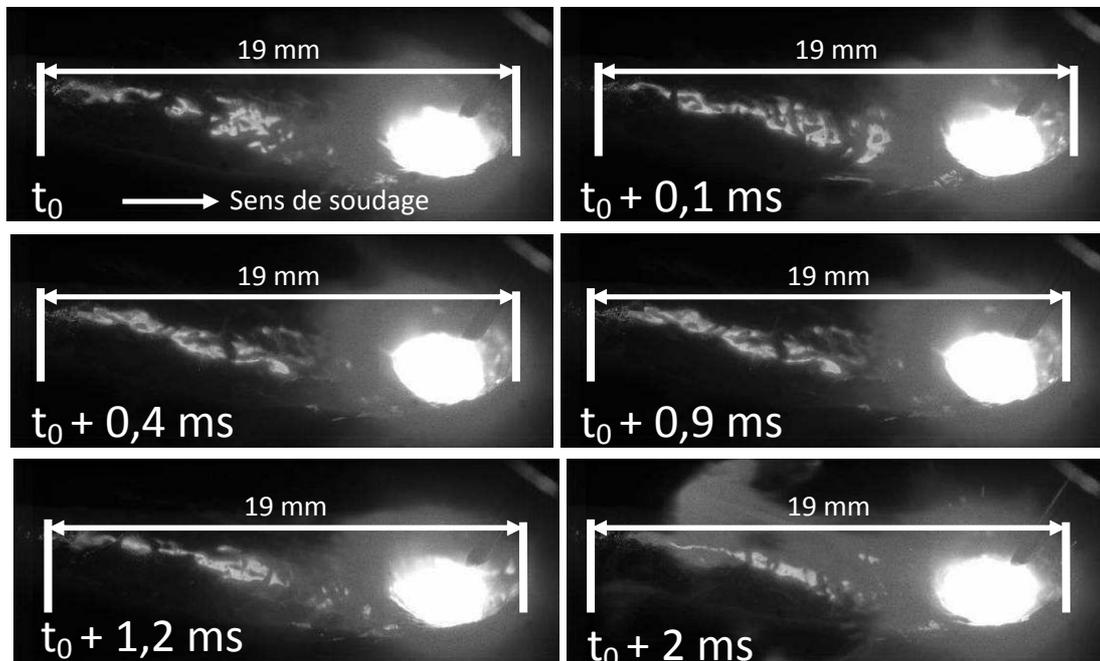


Figure 41 : Evolution constante de la longueur du bain fondu au cours du soudage (MAG :  $U_0 =1$  m/min et  $V_f = 6$  m/min)

La seconde approche a donc été de mesurer la longueur de bain fondu en cours de soudage à l'aide de la caméra rapide. Cette mesure est beaucoup plus précise que celle obtenue précédemment. En effet, la mesure est effectuée en cours de soudage, et sur les images vidéo, on distingue très clairement le début et la fin du cordon. Afin de pouvoir réaliser cette mesure, un champ large a été mis en place afin d'observer la totalité du bain liquide. L'éclairage a dû être renforcé à l'arrière du bain de fusion pour obtenir un constat adéquat. La mesure de la longueur du bain de fusion est faite à partir de plusieurs images extraites du film obtenu par caméra rapide. Plusieurs images sont prélevées sur le même essai pour vérifier que la longueur du bain de fusion ne fluctue pas. Une image d'un réglet avait préalablement été réalisée avec la caméra rapide afin de connaître l'échelle précise des films et donc des images prélevées (Figure 40). Ainsi, une mesure précise de longueur du bain

fondu a été effectuée sur de nombreux essais de soudage MAG, laser et hybride laser/MAG. A l'aide des observations des films et des nombreuses mesures sur chaque essai, on constate qu'en régime stationnaire, la longueur du bain fondu fluctue très peu en cours de soudage MAG, laser et hybride laser/MAG (Figure 41). Les faibles fluctuations de la longueur du bain fondu ont donc facilité la mesure. En effet, par la suite, seulement une image a été extraite pour effectuer la mesure.

### 3.4.3 Mesure de la déformation maximale

En soudage MAG et hybride laser/MAG, on observe une déformation de la surface liquide. Nous avons cherché à mesurer la déformation maximale à travers 2 approches. Comme pour la longueur du bain de fusion, une première approche a été d'effectuer une mesure de cette déformation directement sur les tôles après un arrêt brutal du soudage. En effet, la pression d'arc laisse une trace très visible de la déformation de la surface après la solidification du bain fondu (Figure 42). La mesure est réalisée à l'aide d'un pied à coulisse.



*Figure 42 : Observation de la fin des cordons (vue de dessus) après un arrêt brutal de la soudure pour déterminer la déformation du bain*

La deuxième approche consiste à mesurer l'évolution de la déformation de la surface "h" selon la direction de soudage, dans le plan de symétrie du cordon de soudure, à partir des images vidéo. Un grossissement spécifique a été effectué afin d'observer uniquement la zone de la déformation de la surface. A partir de ces films, il est possible de repérer la position du point le plus bas de la surface du bain liquide et la position de l'axe de symétrie à la surface de la pièce. Pour obtenir une mesure de cette déformation, il faut prendre en compte la perspective de la vidéo et l'angle d'inclinaison de l'axe de la caméra avec la surface solide de l'échantillon en utilisant la relation simple où  $h_{réelle}$  est la valeur projetée de la déformation sur le plan de l'image enregistrée (Figure 43):

$$h_{réelle} = \frac{h'}{\cos(45^\circ)} \quad (1)$$

Cette dernière approche nous permet donc d'obtenir une mesure précise de la déformation de la surface en cours de soudage.

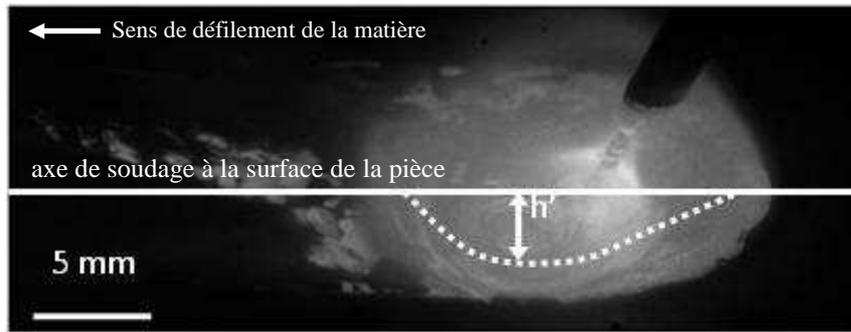


Figure 43 : Visualisation de la déformation de la surface en procédé MAG à partir des vidéos (Vitesse fil = 10 m/min, vitesse de soudage = 0,5 m/min)

### 3.4.4 Mesure de la fréquence, de la vitesse, du rayon et de la pression des gouttes en régime spray

La caméra rapide nous permet d'observer le détachement des gouttes. En effet, pour la fréquence des gouttes, on compte le nombre de gouttes qui passe par un certain point pendant un intervalle de temps donné (Figure 44). Pour obtenir la vitesse des gouttes, on mesure la distance parcourue par une goutte à partir de plusieurs images et on détermine le temps nécessaire pour parcourir cette distance à partir de l'intervalle de temps entre chaque image (Figure 45). Cependant la trajectoire de la goutte n'est pas forcément rectiligne mais plutôt incurvée, ainsi la distance de mesure choisie est réduite. La vitesse de goutte est une moyenne, car elle est plus importante auprès de l'électrode et moins élevée à l'approche de la pièce à souder. Le rayon se mesure sur plusieurs gouttes observées pendant le film, on moyenne les mesures obtenues. Le rayon moyen des gouttes est de l'ordre de 0,4 mm pour les 2 procédés MAG et hybride laser/MAG. Le rayon moyen des gouttes est donc constant en régime spray. Pour ces 3 mesures, l'inclinaison de l'angle de vue a été prise en compte.

Par la suite, la pression des gouttes pourra être déduite des mesures de fréquence, de vitesse et de rayon moyen d'une gouttelette. Ces différentes mesures ont donc été réalisées pour de nombreux essais de soudage MAG et hybride laser/MAG.

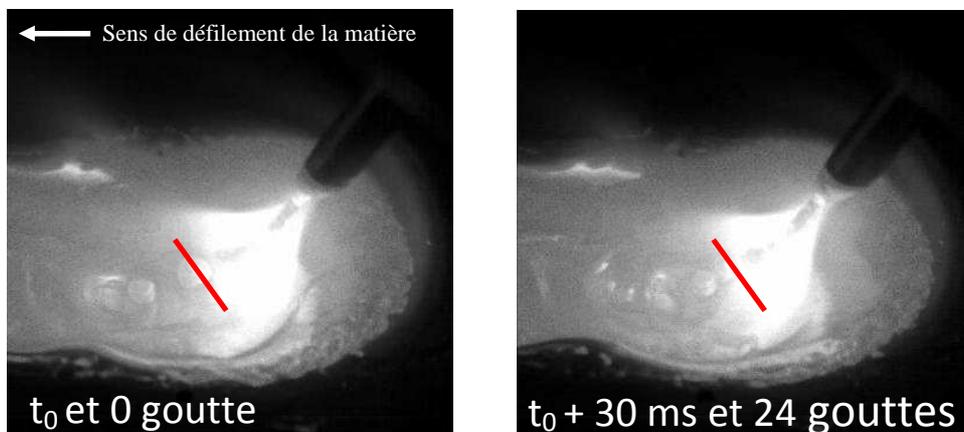


Figure 44 : Mesure de la fréquence des gouttes (MAG  $U_0 = 1,2$  m/min et  $V_f = 12$  m/min)  
24 gouttes en 30 ms soit une fréquence de goutte de 800 Hz

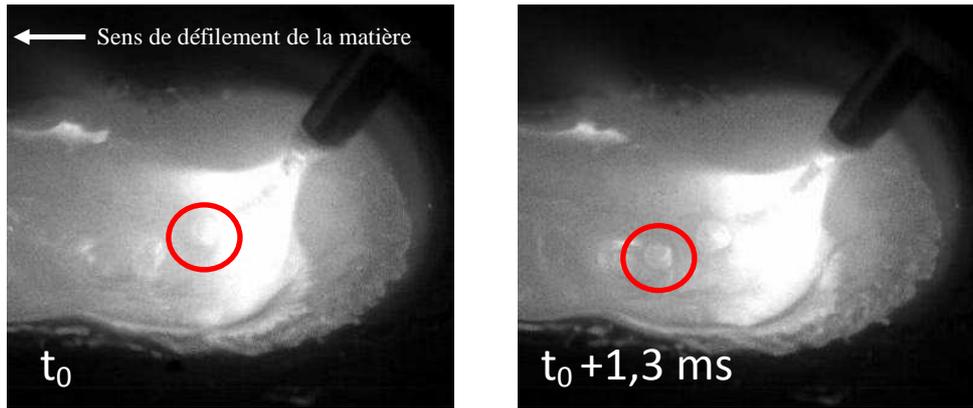


Figure 45 : Mesure de la vitesse des gouttes (MAG  $U_0 = 1,2$  m/min et  $V_f = 12$  m/min)  
 2,2 mm parcouru en 1,3 ms soit une vitesse de goutte de 1,7 m/s

### 3.4.5 Mesure de la vitesse en surface de bain fondu

Afin d'estimer la vitesse de l'écoulement en surface du bain fondu, une expérience spécifique a été réalisée. Nous avons utilisé des traceurs déposés en surface de l'échantillon avant d'effectuer un cordon de soudure. Lors de la fusion, ces traceurs suivent le mouvement du bain fondu, puisqu'ils sont entraînés par l'écoulement du métal et peuvent être suivis au cours des séquences vidéo. La vitesse du fluide peut être déduite en supposant que les particules suivent fidèlement la dynamique du fluide. Différents traceurs ont été utilisés et il semble que des petits grains de silice (d'environ 1 mm de diamètre) permettent d'être suivis facilement et d'obtenir un résultat exploitable. La Figure 46 montre 2 images extraites d'une séquence vidéo où l'on peut voir le déplacement d'un traceur au cours du temps écoulé entre ces 2 images. Différentes mesures de vitesse en surface du bain fondu ont donc été réalisées et seront présentées dans le chapitre suivant (cf. § 4.2.4).

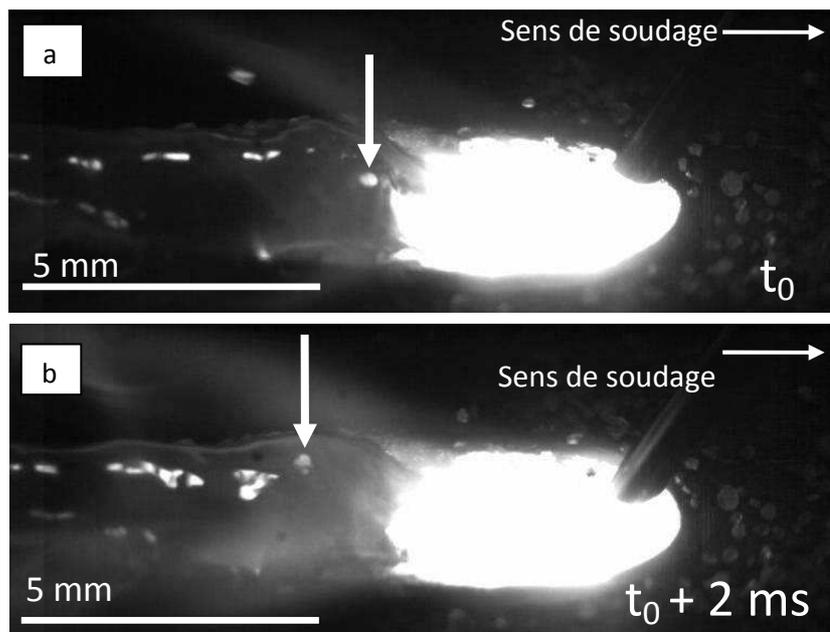


Figure 46 : Deux images extraites d'une séquence vidéo montrant le déplacement d'un traceur entre un intervalle de temps de 2 ms en cours de procédé MAG ( $U_0 = 2$  m/min,  $V_f = 9$  m/min)



## 4. Etude expérimentale

Ce chapitre aborde les aspects expérimentaux concernant l'influence des paramètres opératoires sur la géométrie du cordon et les observations spécifiques obtenues à l'aide de la caméra rapide pour les procédés de soudage laser, MAG et hybride laser/MAG. La caméra rapide a permis d'obtenir des informations sur l'interaction de l'arc, du laser avec la matière ainsi qu'une meilleure compréhension des phénomènes physiques. Les longueurs de bain fondu, les vitesses en surface de bain fondu, les déformations de la surface du bain de fusion, les fréquences, vitesses et tailles des gouttes ont pu être mesurées à l'aide de cet outil. L'ensemble des films a été réalisé en configuration stationnaire de soudage, à savoir au milieu de la ligne de fusion. Ainsi le début et l'arrêt de la ligne de fusion ne seront pas étudiés au moyen de la caméra rapide au cours de cette étude.

L'objectif majeur de cette étude expérimentale est de créer une base de données complète des procédés de soudage laser, MAG et hybride laser/MAG. En effet, pour pouvoir simuler ces procédés de soudage, nous avons besoin de données d'entrée (pression d'arc, distribution de la source chaleur...) et de valider les données de sortie (géométrie en coupes transversales et longitudinales).

### 4.1 Etude du cordon de soudure

Dans cette partie, nous nous intéresserons aux caractéristiques géométriques du cordon de soudure à travers de nombreux essais de soudage. La caméra rapide a permis d'acquérir une compréhension supplémentaire des phénomènes en jeu. La géométrie du cordon est obtenue grâce à des coupes macrographiques transversales et une technique spécifique d'obtention de la géométrie longitudinale. Enfin une comparaison des 3 procédés sera donnée.

#### 4.1.1 Le soudage MAG

La majorité des essais de soudage MAG a été réalisée en configuration tirée (90 essais en configuration tirée et 20 en configuration poussée). Les résultats suivants sont donc issus de cette configuration, à savoir que la configuration tirée correspond à un passage de l'arc avant le laser et réciproquement la configuration poussée à un passage du laser avant l'arc. Par la suite, quelques essais en configuration poussée seront présentés pour une comparaison des 2 configurations. Les différents essais réalisés sont des lignes de fusion non débouchantes avec une position à plat.

##### 4.1.1.1 Observations du procédé MAG à la caméra rapide

Nous avons décrit précédemment les différents transferts de métal fondu correspondant à des plages d'intensités et de vitesses de fil distinctes. Au vu des différents paramètres opératoires de cette étude décrits dans le chapitre précédent (§3.1.1), ces plages ont été définies précisément à l'aide des vidéos réalisées en configuration tirée.

Pour les 3 types de transfert de métal, on peut observer une déformation de la surface du bain située sous l'arc électrique. Cette déformation est assez négligeable dans le régime court-circuit, mais remarquable. Elle devient très importante dans le régime spray. Cette déformation a été mesurée pour les différentes configurations étudiées (cf. § 4.2.2)

Le régime court-circuit a été observé pour une vitesse fil allant de 2 à 5 m/min soit une intensité de 100 à 200 A. Au cours de ce régime, le fil d'apport entre périodiquement en contact (Figure 47a) avec le bain liquide et un court-circuit apparaît où l'arc s'éteint (Figure 47b). Malgré cette alternance, les films montrent que l'écoulement à l'arrière du bain fondu reste stable. Le fluide s'écoule dans le sens de l'axe de soudage. Quelques projections de métal fondu sont visibles au moment où le court-circuit apparaît.

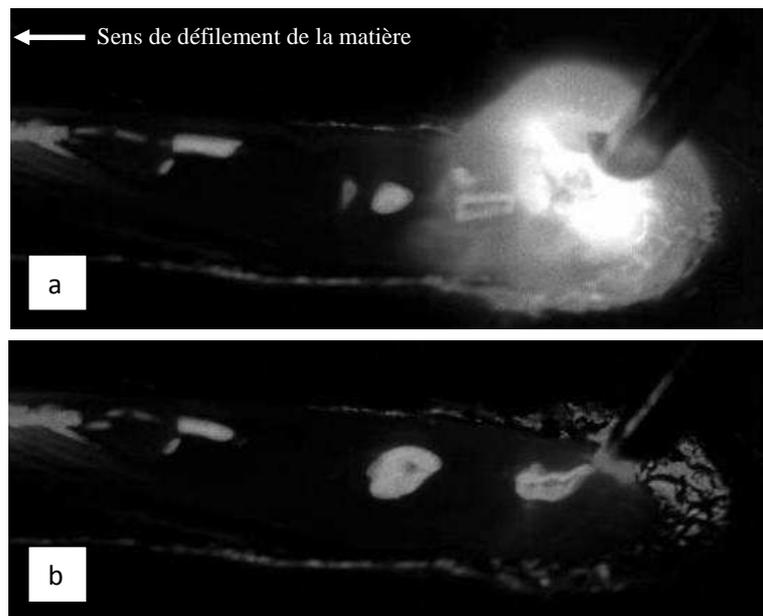


Figure 47 : Observation de l'arc en régime court-circuit ( $V_f = 3$  m/min et  $U_0 = 1$  m/min):  
 (a) Arc allumé  
 (b) Arc éteint en court-circuit

Pour des vitesses fil comprises entre 6 et 7 m/min soit de 200 à 250 A, le régime est de type globulaire. Les gouttes se détachent de façon irrégulière et sont de taille aléatoire (Figure 48). Ces gouttes perturbent l'arrière du bain fondu. En effet, on peut observer une vague à l'arrière du bain fondu plus ou moins importante selon la taille de la goutte qui se détache. Au cours de la visualisation des films dans ce régime, nous avons observé de nombreuses projections de métal fondu.

En régime spray, les gouttes ont un petit diamètre (en moyenne 0,8 mm) et se détachent avec une fréquence régulière (Figure 49). La plage de ce régime correspond à des vitesses de fil allant de 8 à 12 m/min soit de 250 à 400 A. L'arrière du bain fondu est légèrement perturbé du fait de la déformation de la surface due à la pression de l'arc, mais semble peu influencé par l'impact des gouttelettes. En effet, en remontant le long de la déformation, le liquide fondu vient perturber la zone arrière du bain de fusion. Dans cette

configuration, quelques projections sont visibles au cours du soudage. Le détachement des gouttes dans ce régime sera étudié plus précisément dans une partie suivante (cf. § 4.2.3)

Nous avons complété ces analyses grâce à l'étude des coupes macrographiques des cordons. L'écoulement du bain de fusion sera étudié plus précisément à travers des mesures de vitesse en surface du bain de fusion (cf. § 4.2.4). Les longueurs de bain fondu seront mesurées à l'aide de ces vidéos et présentées dans une des parties suivantes (cf. § 4.2.1).

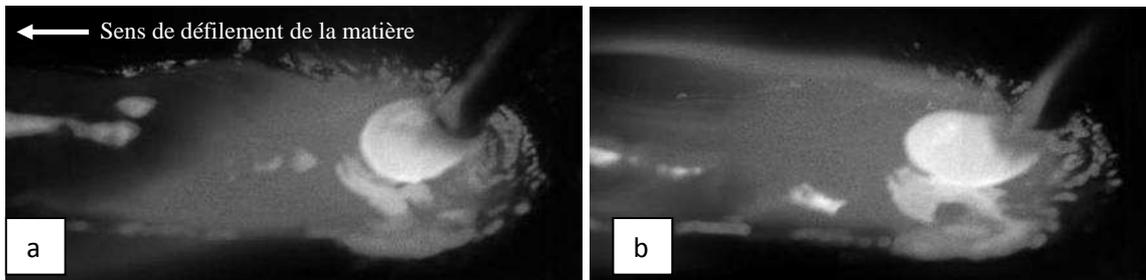


Figure 48 : Observation de l'arc en régime globulaire avec des gouttes de taille et de géométrie différente ( $V_f = 6 \text{ m/min}$  et  $U_0 = 0,8 \text{ m/min}$ )



Figure 49 : Observation de l'arc en régime spray ( $V_f = 8 \text{ m/min}$  et  $U_0 = 2 \text{ m/min}$ )

#### 4.1.1.2 Géométrie des lignes de fusion obtenues en soudage MAG

Pour les différents essais, on a augmenté la vitesse de soudage jusqu'à ce que visuellement, le cordon ne soit plus correct et devienne irrégulier. Ainsi, pour les vitesses d'apport de matière allant de 2 à 8 m/min, on peut souder de plus en plus rapidement. A 8 m/min de vitesse d'apport de matière, on obtient un optimum de vitesse de soudage à 2,6 m/min. Néanmoins, si on continue d'augmenter la vitesse du fil d'apport de 9 à 12 m/min, la vitesse de soudage maximale diminue. Les différents essais correspondent à des cordons de soudure non débouchants. Plusieurs coupes macrographiques ont été réalisées dans quelques cordons. Ainsi, nous avons constaté qu'une seule coupe macrographique suffisait car les géométries des cordons étaient très similaires pour une même ligne de fusion. De plus, les observations des coupes longitudinales ont permis de confirmer qu'en soudage MAG, la pénétration était constante au cours du soudage (cf. § 4.1.4). De même, la visualisation directe du cordon de soudure permet de constater que la largeur du cordon est aussi constante.

De façon générale, les cordons obtenus en procédé MAG en configuration tirée sont réguliers. Pour une vitesse d'apport de matière de 2 m/min (faible intensité), on observe un bourrelet important et une faible pénétration, aucune porosité n'est apparente, mais le

mouillage reste faible (Figure 50a). Si on augmente la vitesse de fil d'apport de 3 à 5 m/min soit une augmentation de l'intensité de soudage de 150 à 250 A, le mouillage s'améliore (Figure 50b, c, d). Dans cette gamme de vitesse d'apport de matière (régime court-circuit), les macrographies ne montrent pas de porosités et le soudage se fait sans projection.

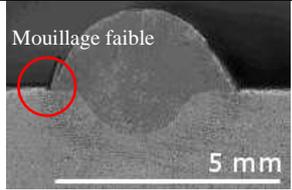
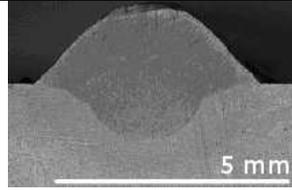
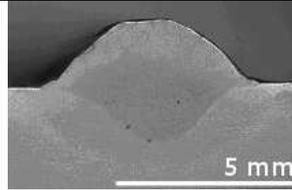
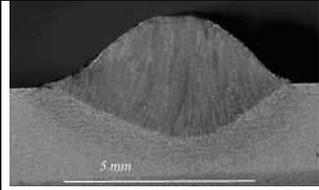
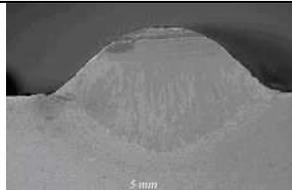
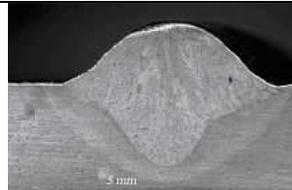
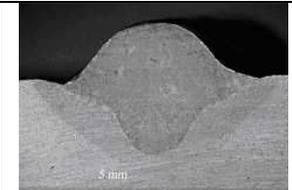
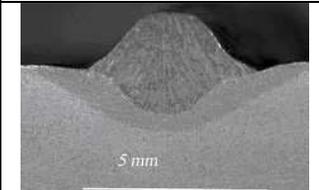
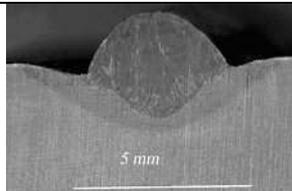
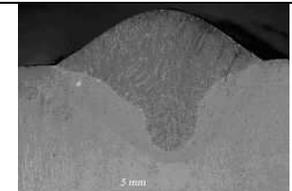
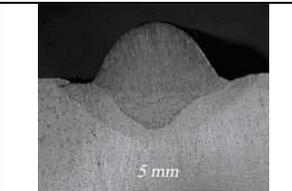
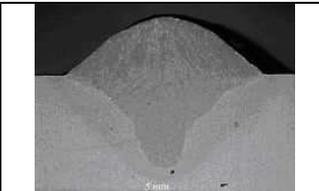
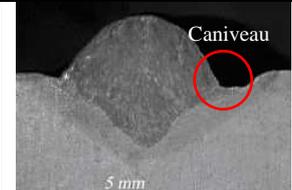
Mode Court-circuit			
			
(a) $V_f = 2$ m/min $I = 102$ A, $U = 14,6$ V $U_0 = 0,4$ m/min	(b) $V_f = 3$ m/min $I = 146$ A, $U = 16$ V $U_0 = 0,6$ m/min	(c) $V_f = 4$ m/min $I = 188$ A, $U = 16,6$ V $U_0 = 0,6$ m/min	(d) $V_f = 5$ m/min $I = 200$ A, $U = 17,6$ V $U_0 = 0,8$ m/min
			
(e) $V_f = 6$ m/min $I = 200$ A, $U = 19$ V $U_0 = 0,8$ m/min	(f) $V_f = 7$ m/min $I = 260$ A, $U = 25,2$ V $U_0 = 0,8$ m/min	(g) $V_f = 7$ m/min $I = 260$ A, $U = 25,2$ V $U_0 = 1$ m/min	(h) $V_f = 7$ m/min $I = 260$ A, $U = 25,2$ V $U_0 = 2$ m/min
Mode Spray			
			
(i) $V_f = 8$ m/min $I = 283$ A, $U = 25,6$ V $U_0 = 2,4$ m/min	(j) $V_f = 9$ m/min $I = 306$ A, $U = 26,2$ V $U_0 = 0,4$ m/min	(k) $V_f = 9$ m/min $I = 306$ A, $U = 26,2$ V $U_0 = 2$ m/min	(l) $V_f = 10$ m/min $I = 330$ A, $U = 26,8$ V $U_0 = 0,4$ m/min
			
(m) $V_f = 11$ m/min $I = 365$ A, $U = 27,8$ V $U_0 = 0,4$ m/min	(n) $V_f = 11$ m/min $I = 365$ A, $U = 27,8$ V $U_0 = 0,8$ m/min	(o) $V_f = 11$ m/min $I = 365$ A, $U = 27,8$ V $U_0 = 1,6$ m/min	(p) $V_f = 12$ m/min $I = 400$ A, $U = 29$ V $U_0 = 0,4$ m/min

Figure 50 : Coupes macrographiques perpendiculaires à l'axe du cordon de soudure obtenues par le procédé MAG en mode tiré, pour différentes vitesses d'apport de fil et différentes vitesses de soudage

En régime globulaire, on observe des projections au cours du soudage, mais elles ne sont pas adhérentes aux tôles (faciles à enlever). A partir de la vitesse d'apport de fil de 7 m/min, on peut observer une forme de l'isotherme de fusion dite « en tête de clou » et qui disparaît au fur et à mesure que la vitesse de soudage augmente (Figure 50g, h, j, k).

Pour les vitesses de fil supérieures à 9 m/min, la forme du cordon présente 3 dénivelés différents (Figure 50j, l, m, p). Pour mieux comprendre les phénomènes physiques à l'origine de cette forme, nous avons superposé sur une des macrographies la position théorique de la surface du bain (Figure 50p). On peut en effet en avoir une estimation à partir des images vidéos donnant la largeur du bain et la déformation maximale de la surface du bain liquide. On peut voir que le premier dénivelé coïncide avec le profil de la surface du bain et serait donc induit par les fortes déformations observées à ces vitesses de fil. Le deuxième dénivelé serait plutôt dû à la fusion du métal induit par l'apport énergétique de l'arc alors que le troisième dénivelé serait généré par l'apport d'énergie très localisé des gouttes, qui entraînerait une fusion beaucoup plus en profondeur et située au niveau de l'impact des gouttes. Il est à noter que la chute des gouttes ne modifie pas de façon significative le profil global de la surface du bain et ne peut donc expliquer cette forme typique de cordon. La disparition de cette forme est due au fait que les déformations deviennent moins importantes quand la vitesse de soudage augmente. En régime spray et à faible vitesse de soudage (0,4 m/min), les cordons sont corrects, par contre dès qu'on augmente la vitesse de soudage, on peut observer des porosités plus ou moins grosses selon les essais (Figure 50n), le mouillage n'est plus bon et on observe des caniveaux sur le cordon de soudure (Figure 50o).

D'après les mesures effectuées sur les macrographies (Figure 37), on constate que les dimensions caractéristiques du cordon (largeur, pénétration, hauteur totale, surface totale et surface du bombé) diminuent quand la vitesse de soudage augmente (Figure 51), ce qui est logique puisque cela correspond à la diminution de l'énergie linéique de soudage. La largeur du bain fondu varie de 2,5 à 15 mm, la profondeur de pénétration de 0,5 à 7,2 mm, la hauteur totale de 1,8 à 11,6 mm pour les vitesses de fil respectives de 2 et 12 m/min soit une intensité de 100 à 400 A. La surface totale s'étend de 4 mm<sup>2</sup> à 88 mm<sup>2</sup>, la surface du bombé de 2 mm<sup>2</sup> à 37 mm<sup>2</sup>. Aucune incohérence n'est apparue dans ces essais.

Du point de vue des surfaces du bourrelet, elles sont légèrement supérieures aux surfaces attendues. On peut en effet exprimer la conservation de la masse en supposant que la quantité de matière apportée par le fil se retrouve intégralement sur la tôle à travers le bourrelet. Cela revient à négliger la quantité de matière évaporée ainsi que la matière éjectée lors d'éventuelles projections au niveau du bain fondu. De plus, si l'on fait l'hypothèse que les masses volumiques du fil d'apport et du bain liquide sont identiques, on peut exprimer la surface théorique du bombé en fonction de la vitesse de soudage  $U_0$ , de la vitesse d'apport de matière  $V_f$  et du rayon du fil  $r_f$  :

$$S_{\text{bombée}} = \frac{\pi r_f^2 V_f}{U_0} \quad (2)$$

La différence entre les valeurs théoriques et les valeurs mesurées de la surface du bourrelet est de l'ordre de 14%, sachant que l'incertitude de mesures sur les macrographies est estimée à environ 6%. Cette incertitude provient, d'une part, de l'erreur de mesure liée à la technique utilisée et d'autre part, des porosités qui viennent augmenter la surface du bombé ainsi que les projections qui viennent plutôt diminuer la matière apportée. La surface réelle est cependant systématiquement plus importante que la surface théorique. L'interprétation sur l'origine de cette différence (un bourrelet est également observé en soudage laser seul) n'est pas unanime, il résulte probablement de la déformation macroscopique de la pièce liée au gradient du dépôt d'énergie dans son épaisseur, comme l'a suggéré Sudnik [SUDNIK 2000]. En effet, il explique qu'en soudage laser et qu'en l'absence d'apport de matière, un bombé est visible en surface du bain fondu dû à ces effets.

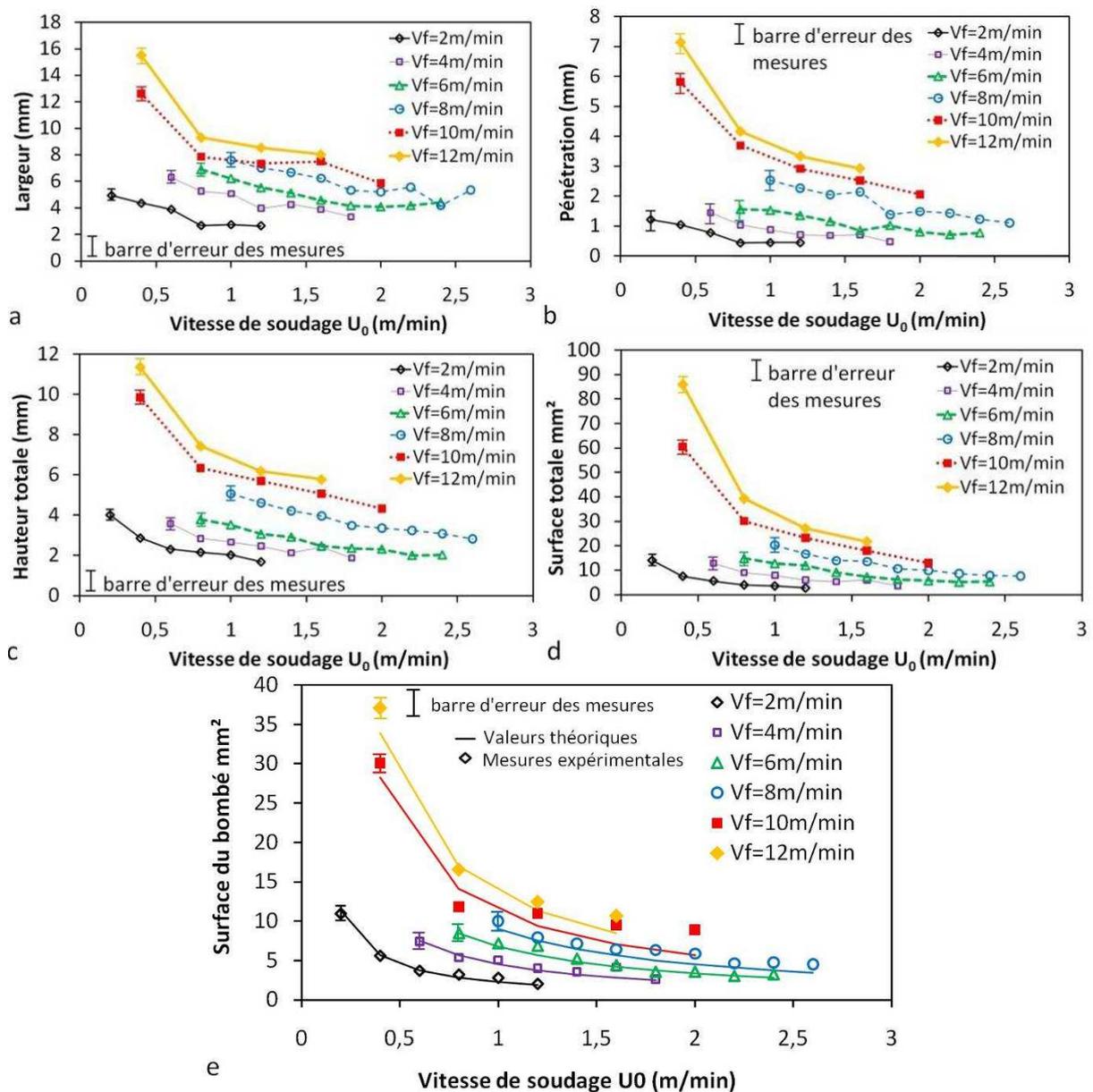


Figure 51 : Largeur (a), profondeur de pénétration (b), hauteur totale (c), surface totale (d) et surface du bombé (e) des cordons de soudures obtenus par procédé MAG en fonction de la vitesse de soudage pour différentes vitesses d'apport de matière

#### 4.1.1.3 Comparaison des configurations tirée et poussée en soudage MAG

Seuls quelques essais en configuration poussée ont été réalisés. Une comparaison des 2 configurations a été faite. Dans un premier temps, on constate que les vitesses de soudage maximales en configuration poussée sont plus faibles qu'en configuration tirée. En effet, en configuration poussée, les vitesses de soudage maximales peuvent atteindre 2 m/min alors qu'en configuration tirée, les vitesses de soudage maximales sont de l'ordre de 3 m/min. Les macrographies en configuration poussée ne montrent pas de porosités. La forme générale des cordons semble être identique, sauf pour la vitesse d'apport de matière de 8 m/min. Pour ce dernier cas, la forme en tête de clou est visible en configuration tirée alors qu'elle ne l'est pas en configuration poussée (Figure 52 e, f). En effet, la pression d'arc n'a probablement pas la même répartition spatiale dans les configurations tirée et poussée. La pression est peut-être plus importante en tirée ce qui entraîne une forme plus pénétrante en « tête de clou ». Cette affirmation sera vérifiée par les mesures de déformation de la surface du bain liquide.

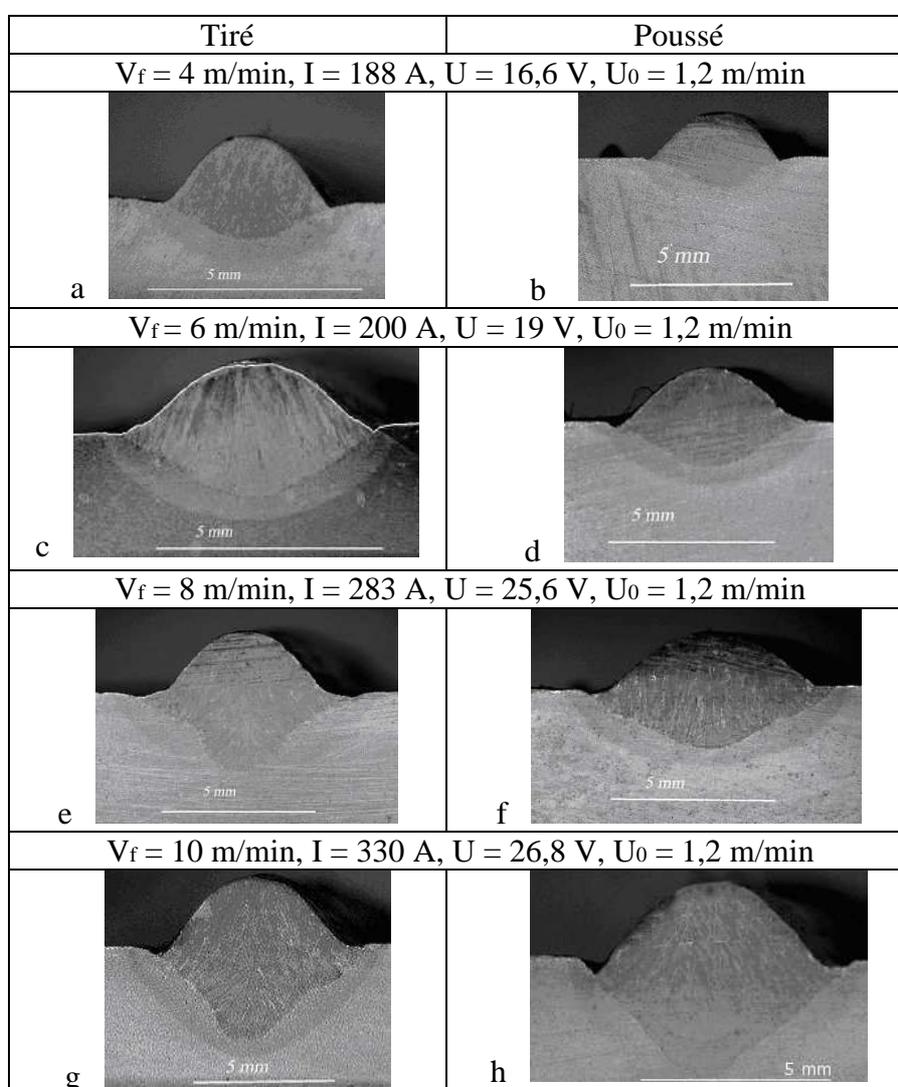


Figure 52 : Comparaison des macrographies pour les configurations tirée et poussée du procédé MAG

On constate qu'en configuration poussée le cordon est plus large (Figure 53). En effet, d'après les films obtenus dans cette configuration, l'arc pousse le bain fondu sur les côtés et ainsi l'élargit. Les films nous montrent aussi que les gouttes ont plus de difficultés à se détacher du fil d'apport. La profondeur de pénétration est plus importante en configuration tirée, et en général, le cordon est plus grand dans cette configuration.

Les différents essais ont montré que le procédé MAG a pour avantage d'obtenir des cordons de soudage corrects et réguliers, sans porosités (sauf pour le régime globulaire qui est habituellement évité à cause de son irrégularité). Du point de vue de la configuration tirée ou poussée, il semble plus intéressant d'utiliser la configuration tirée qui permet d'obtenir une profondeur de pénétration importante. La configuration poussée permet d'obtenir des cordons plus larges, cette configuration est parfois recherchée. Si on cherche un gain en vitesse, la configuration tirée semble plus adaptée.

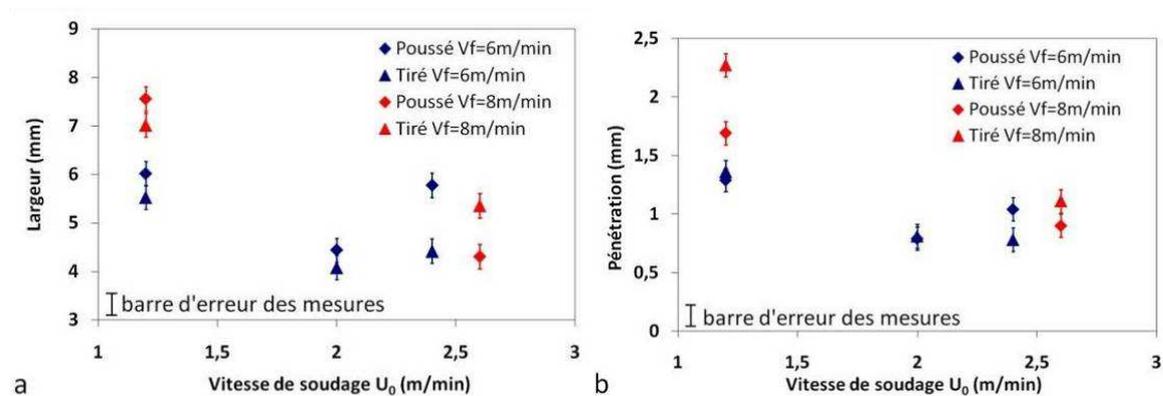


Figure 53 : Comparaison de la largeur (a) et de la profondeur de pénétration (b) des configurations poussée et tirée en procédé MAG

#### 4.1.1.4 Soudage MAG : Etude du jeu

L'influence de différents jeux sur le cordon de soudure obtenu avec le procédé MAG a été étudiée selon le montage expérimental présenté dans le chapitre précédent. Des jeux de 100, 200, 400, 600, 800 et 1000  $\mu\text{m}$  ont été créés (Figure 54). Les essais réalisés avec le procédé MAG en configuration tirée sont non débouchants pour une vitesse de soudage de 0,4 m/min et pour 2 vitesses d'apport de matière 10 et 12 m/min.

La géométrie du cordon varie en fonction du jeu créé (Figure 54). On remarque rapidement que les cordons n'ont plus la même géométrie quand on fait un assemblage par rapport à un essai pleine tôle. En se basant sur le cordon obtenu en pleine tôle, on constate que la pénétration augmente quand le jeu augmente et le bain fondu semblerait moins large. Cette tendance est surtout remarquable pour une vitesse fil de 12 m/min (Figure 54b). De plus, les surfaces de zone fondue déduites des macrographies sont identiques pour une vitesse d'apport de matière constante.

Si on observe les macrographies (Figure 55), on constate que le jeu mesuré est inférieur au jeu imposé. Par exemple, pour un jeu de 800  $\mu\text{m}$  pour l'essai avec une vitesse

d'apport de matière de 10 et 12 m/min, on mesure respectivement un jeu de 381 et 477  $\mu\text{m}$ . On peut supposer que les tôles subissent une forte contrainte mécanique malgré le pointage des tôles aux extrémités.

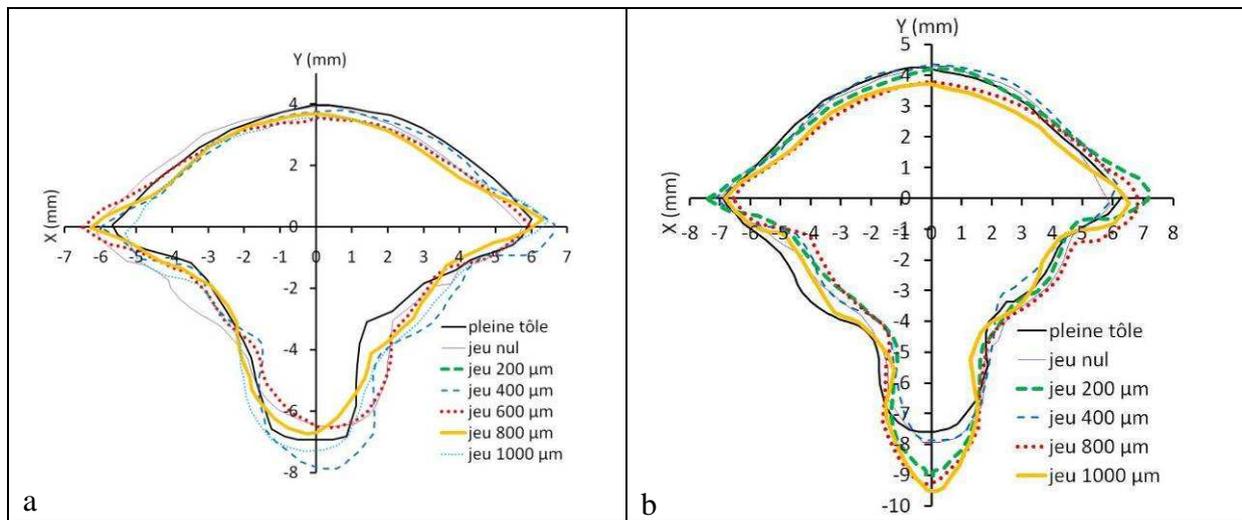


Figure 54 : Comparaison des cordons obtenus avec des jeux différents pour un essai MAG  
 (a)  $V_f = 10 \text{ m/min}$  et  $U_0 = 0,4 \text{ m/min}$   
 (b)  $V_f = 12 \text{ m/min}$  et  $U_0 = 0,4 \text{ m/min}$

$U_0 = 0,4 \text{ m/min}$ $V_f = 10 \text{ m/min}$ Jeu = 400 $\mu\text{m}$	$U_0 = 0,4 \text{ m/min}$ $V_f = 10 \text{ m/min}$ jeu = 800 $\mu\text{m}$	$U_0 = 0,4 \text{ m/min}$ $V_f = 12 \text{ m/min}$ jeu = 800 $\mu\text{m}$	$U_0 = 0,4 \text{ m/min}$ $V_f = 12 \text{ m/min}$ jeu = 1000 $\mu\text{m}$

Figure 55 : Macrographies obtenues pour différents paramètres d'assemblage avec le procédé MAG

#### 4.1.2 Le soudage laser

Le soudage laser présente une géométrie de cordon très particulière et très différente du soudage à l'arc. Néanmoins, seulement quelques essais ont été réalisés en soudage laser afin de pouvoir valider le modèle numérique du procédé. La puissance laser étant constante, nous avons fait varier la vitesse de soudage de 0,5 à 4,5 m/min pour étudier son influence sur la géométrie du cordon. Pour notre étude, il nous a paru inutile d'étudier des vitesses supérieures. En effet, nous avons besoin de valider le modèle de simulation laser uniquement dans la plage de vitesse du soudage hybride laser/MAG. En soudage hybride laser/MAG, les vitesses maximales sont de l'ordre de 5 m/min.

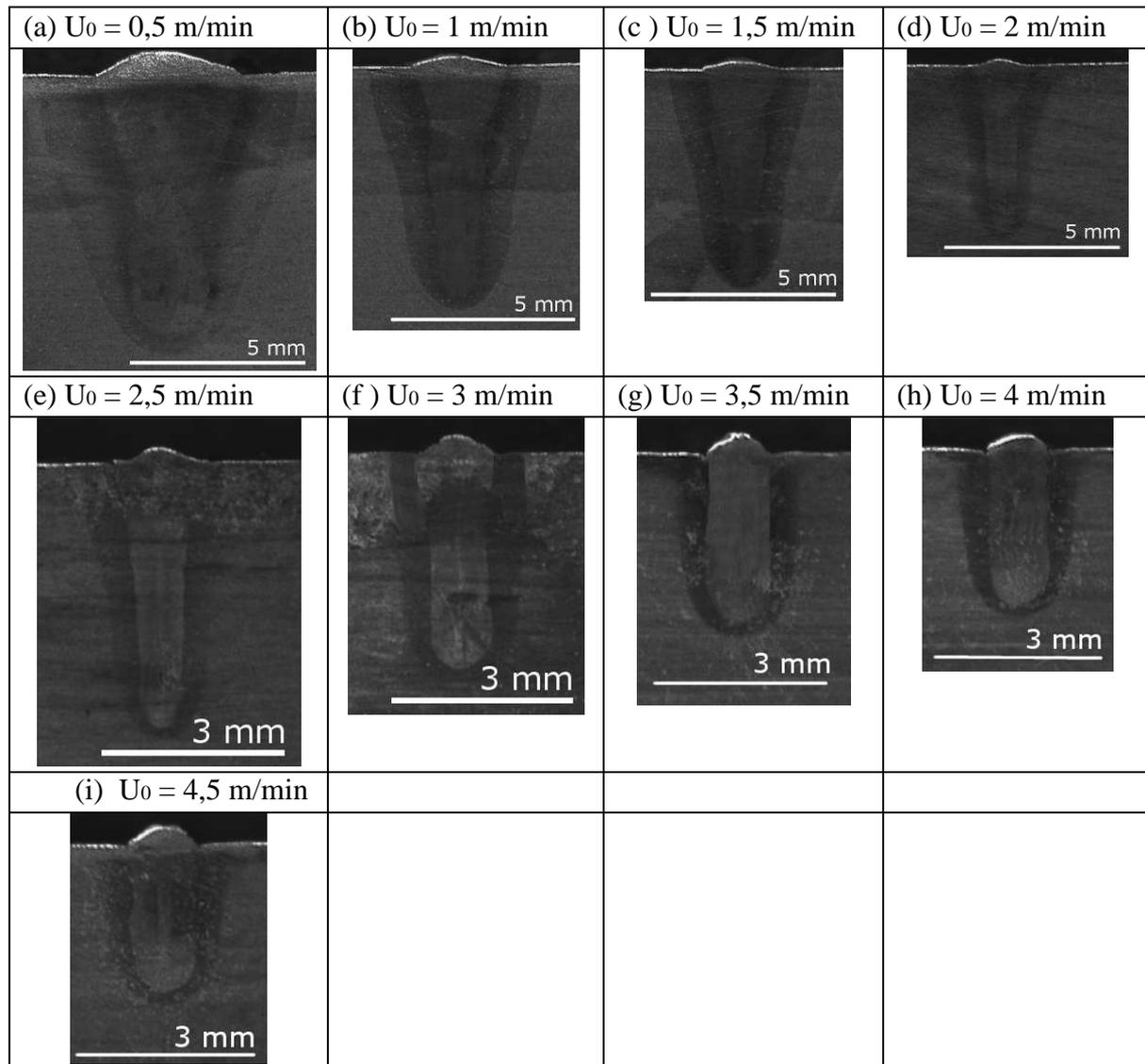


Figure 56 : Macrographie obtenues pour différents paramètres d'assemblage avec le procédé MAG

De façon générale, les cordons ne présentent ni porosité, ni défaut. Aux très basses vitesses de soudage, les cordons ont la forme caractéristique en « tête de clou » (Figure 56a, b, c, d et e). Les vapeurs métalliques entraînent le liquide fondu vers le haut le long des parois du capillaire et créent des forces de frottement sur ses parois [FABBRO 2002]. Il en découle cette géométrie spécifique dans le régime à basse vitesse. Cet effet est d'autant amplifié que le régime à ces vitesses est très instable, il se referme régulièrement ce qui est très visible sur les films obtenus à l'aide de la caméra rapide (Figure 57). Les observations à la caméra rapide montrent un écoulement très perturbé à l'arrière du bain fondu pour les vitesses de soudage inférieures à 3 m/min. Cette forme disparaît au fur et à mesure que la vitesse de soudage augmente. Aux vitesses plus élevées, la géométrie du cordon peut s'apparenter à un cylindre (Figure 56f, g, h et i). D'après les vidéos, on constate que pour des vitesses comprises entre 3 et 5 m/min, le capillaire de vapeur ainsi que l'hydrodynamique du bain est stable. Dans ce cas, l'ouverture du keyhole est parfaitement circulaire au cours du soudage.

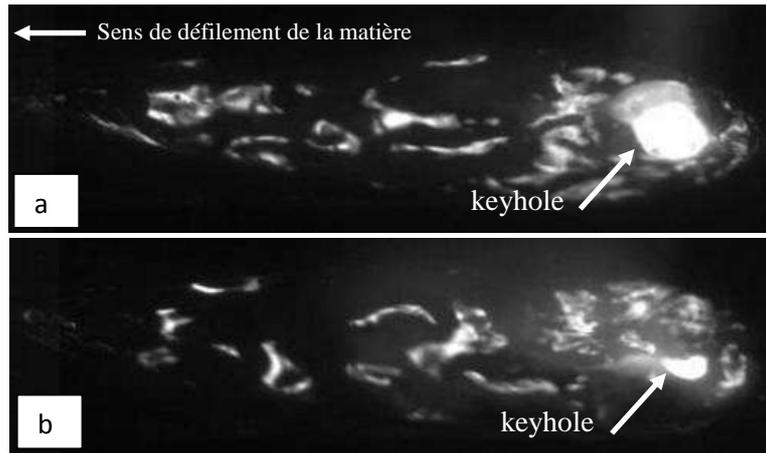


Figure 57 : Séquence d'images vidéo obtenue en procédé laser (Puissance laser = 4 kW, Vitesse de soudage = 1 m/min) :  
 (a) Capillaire de vapeur ouvert  
 (b) Capillaire de vapeur fermé

Plus les vitesses de soudage sont importantes, plus le cordon est petit. En effet, la largeur, la pénétration et la surface totale du cordon de soudure diminuent quand la vitesse de soudage augmente (Figure 58). La largeur varie de 1,2 à 4,2 mm, la pénétration de 2,5 à 7,3 mm et la surface de 3 à 19 mm<sup>2</sup>.

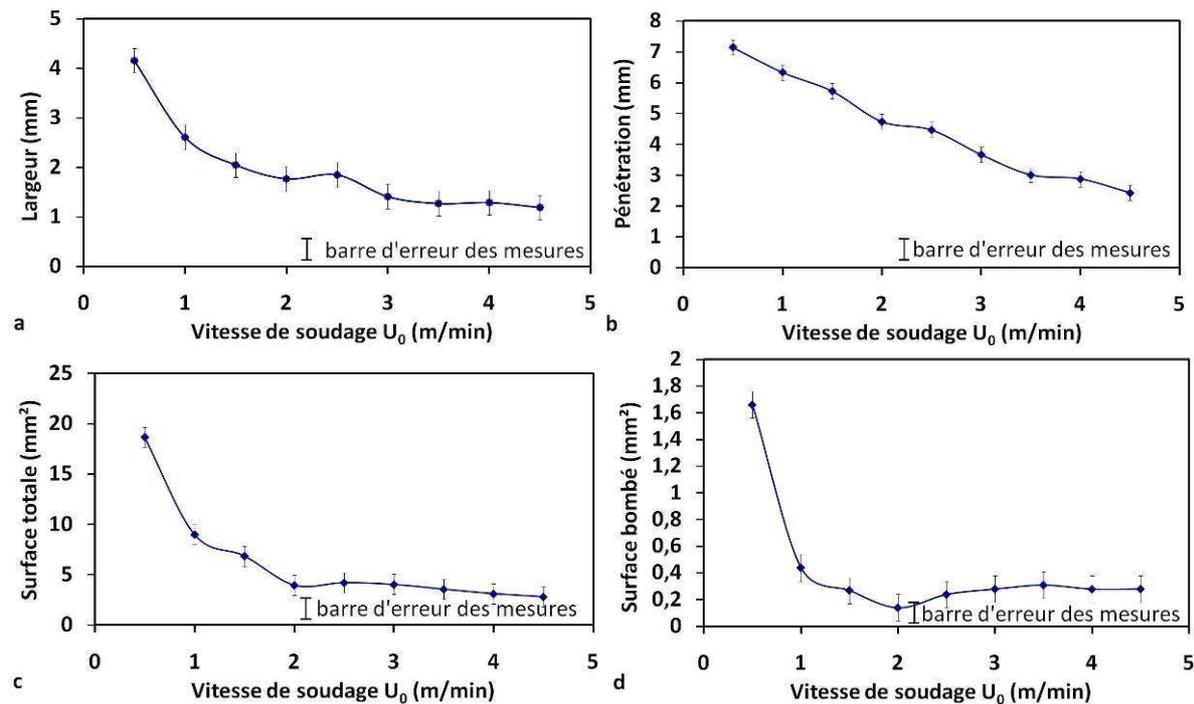


Figure 58 : Largeur (a), profondeur de pénétration (b), surface totale (c) et surface du bombé (d) des cordons de soudures obtenus par procédé MAG en fonction de la vitesse de soudage pour différente vitesse d'apport de matière

Dans le cas du soudage laser, on n'apporte pas de matière, néanmoins on peut observer un bombé à la surface du cordon de soudure. Ce bombé diminue quand la vitesse de soudage augmente (Figure 56, Figure 58d). Comme nous l'avons fait remarquer pour le cas du

soudage MAG, l'interprétation sur l'origine de ce bourrelet n'est pas unanime, il résulte probablement de la déformation macroscopique de la pièce liée au gradient du dépôt d'énergie dans son épaisseur.

Un modèle numérique a été développé pour prédire ces géométries de cordon. Ces résultats expérimentaux vont permettre de le valider. Les résultats de la simulation seront présentés dans le chapitre 6 (cf. § 6).

### **4.1.3 Hybride laser/MAG**

Le procédé de soudage hybride laser/MAG est un couplage des procédés de soudage laser et MAG. La géométrie du cordon et le comportement du bain de fusion en cours du procédé de soudage hybride sont donc présentés dans cette partie à travers environ 130 essais (90 en configuration tirée et 30 en configuration poussée). L'ensemble des essais a été réalisé en configuration tirée, c'est-à-dire avec le laser placé derrière l'arc. La distance fil/faisceau et la puissance laser sont restées constantes respectivement à 2 mm et à 4 kW. Par la suite, une étude de l'influence de la distance entre le fil d'apport et le laser dans les 2 configurations tirée et poussée sera présentée (cf. § 4.1.3.4). Les différents cordons ont été réalisés en ligne de fusion non débouchants. Des essais spécifiques débouchants seront présentés en assemblage bout-à-bout de tôle de 12 mm (cf. § 4.1.3.5).

#### *4.1.3.1 Observations du procédé hybride laser/MAG à la caméra rapide*

Comme pour le procédé MAG, les films ont permis de déterminer les plages de paramètres opératoires pour les 3 modes de transfert du métal d'apport du MAG quand le laser se situe derrière l'arc en cours de soudage :

- court-circuit de 2 à 4 m/min (Figure 59a),
- globulaire de 5 à 7 m/min (Figure 59b),
- spray de 8 à 12 m/min (Figure 59c).

On constate que ces plages sont différentes de celles observées en procédé MAG. En effet, le régime court-circuit a une plage moins importante en hybride. Par contre, celle du régime globulaire est plus importante en hybride. Le laser perturbe donc l'arc électrique à travers une modification du comportement du détachement des gouttes.

Cependant, d'après les différentes vidéos, le régime spray est le plus perturbé par le laser. La pulvérisation axiale est moins régulière qu'en soudage MAG seul. En effet, cette série d'essais a été faite avec une distance fil/faisceau de 2 mm. On constate qu'aux faibles vitesses d'apport de fil (Figure 59a), le point d'impact du laser se situe à l'arrière du bain fondu et ne perturbe pas l'arc qui a une répartition spatiale assez peu étendue. Par contre, pour des vitesses de fil plus importantes, la répartition spatiale de l'arc est plus étendue. Dans ce cas, le laser entre en interaction avec l'arc, d'où une perturbation plus importante en régime spray (Figure 59c).

De manière générale, les projections sont plus importantes qu'en soudage MAG. En effet, on observe des projections plus ou moins adhérentes en régime globulaire et des projections non adhérentes en régime court-circuit et spray. L'étude du cordon de soudure à travers les coupes macrographiques va permettre d'appréhender le procédé du point de vue de la qualité des cordons.

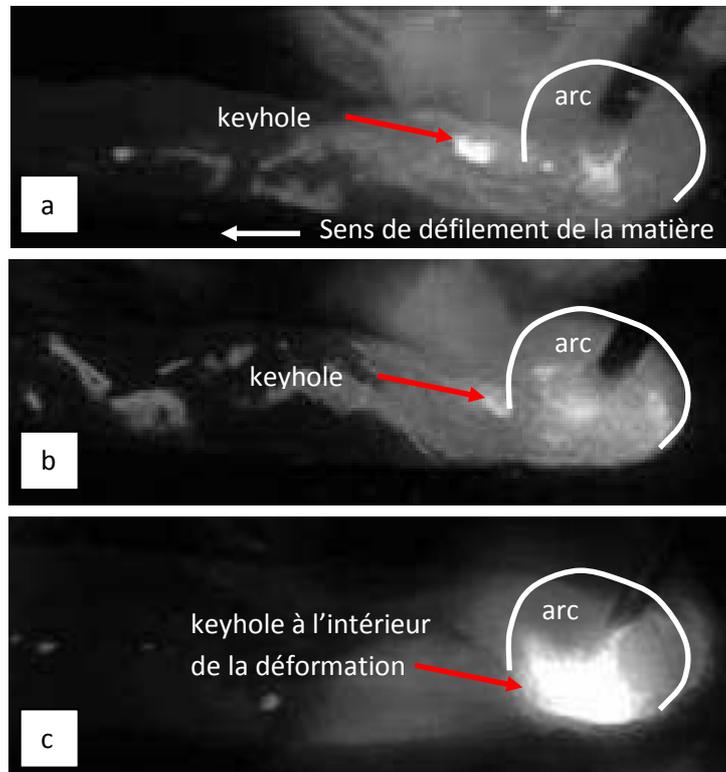


Figure 59 : Régime de transfert de la matière du procédé hybride en configuration tirée :  
*a - court-circuit*  
*b - globulaire*  
*c - spray*

#### 4.1.3.2 Géométrie des lignes de fusion obtenues en soudage hybride laser/MAG

Les cordons obtenus en procédé hybride laser/MAG ont un aspect visuel correct et régulier. Néanmoins du point de vue macrographique, les cordons présentent souvent des porosités pouvant aller jusqu'à environ 1 mm de diamètre ainsi que des caniveaux (Figure 60). Ces cordons ne sont donc pas tous corrects. La géométrie en procédé hybride présente un cordon large en surface, dû au MAG, et un pied de cordon fin, dû au laser. Le mélange entre le matériau de base et le fil d'apport est correct : on distingue un matériau unique sur les macrographies.

Grâce à ces coupes macrographiques, on a mesuré la largeur globale, la largeur supposée du laser, la hauteur totale du cordon de soudure, la profondeur de pénétration, la longueur et la largeur du pied de cordon laser ainsi que 2 surfaces caractéristiques : la surface totale sur cordon et la surface du bombé (Figure 37).

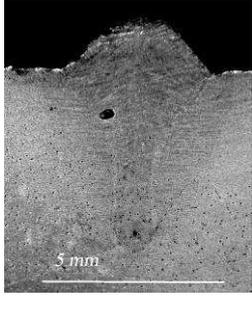
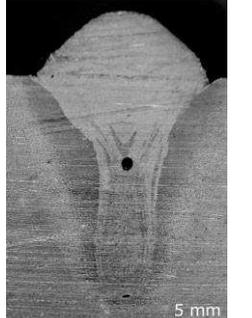
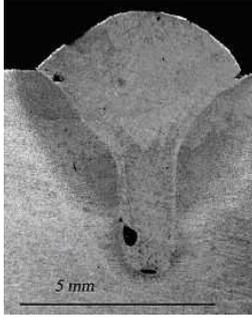
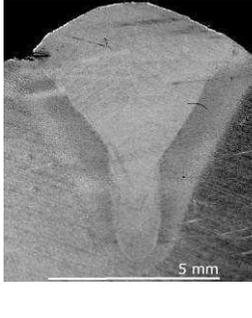
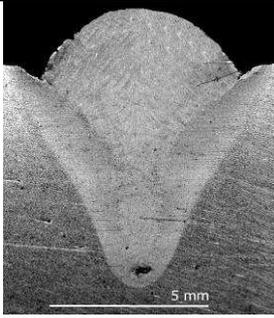
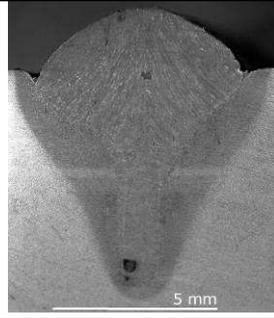
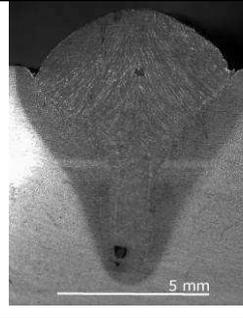
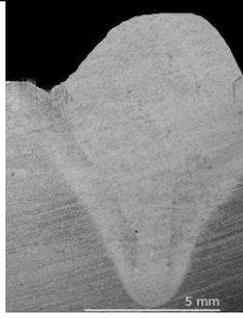
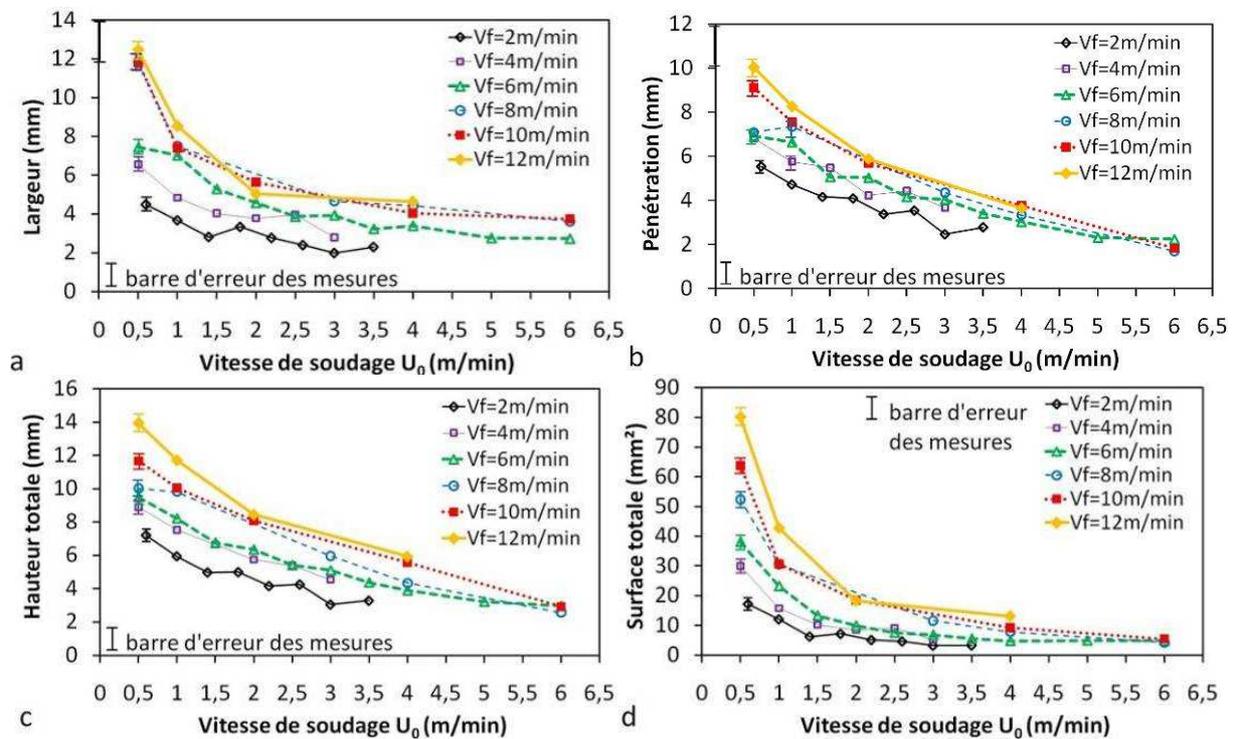
			
$V_f = 3 \text{ m/min}$ $I = 146 \text{ A}, U = 16 \text{ V}$	$V_f = 4 \text{ m/min}$ $I = 188 \text{ A}, U = 16,6 \text{ V}$	$V_f = 5 \text{ m/min}$ $I = 200 \text{ A}, U = 17,6 \text{ V}$	$V_f = 6 \text{ m/min}$ $I = 200 \text{ A}, U = 19 \text{ V}$
			
$V_f = 7 \text{ m/min}$ $I = 260 \text{ A}, U = 25,2 \text{ V}$	$V_f = 9 \text{ m/min}$ $I = 306 \text{ A}, U = 26,2 \text{ V}$	$V_f = 10 \text{ m/min}$ $I = 330 \text{ A}, U = 26,8 \text{ V}$	$V_f = 12 \text{ m/min}$ $I = 400 \text{ A}, U = 29 \text{ V}$

Figure 60: Coupes macrographiques perpendiculaires à l'axe du cordon de soudure obtenues par le procédé hybride laser/MAG en mode tiré, pour différentes vitesses d'apport de fil et différentes vitesses de soudage (distance fil/faisceau 2 mm, vitesse de soudage 1 m/min)



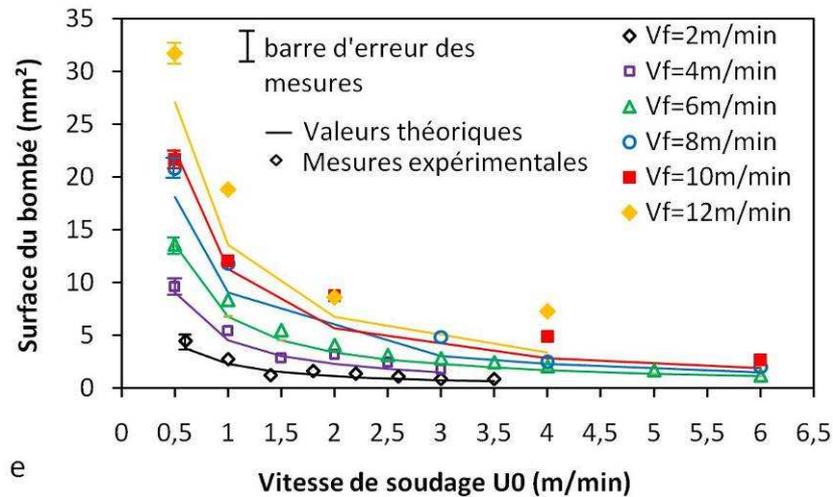


Figure 61 : Largeur (a), profondeur de pénétration (b), hauteur totale (c), surface totale (d) et surface du bombé (e) des cordons de soudures obtenus par procédé hybride laser/MAG configuration tirée en fonction de la vitesse de soudage pour différentes vitesses d'apport de matière

D'après ces mesures effectuées sur les macrographies, on constate globalement que la profondeur de pénétration est plus importante en procédé hybride laser/MAG qu'en procédé laser ou MAG seul (Figure 50 et Figure 56). Elle varie de 5,5 à 12,5 mm alors qu'en procédé MAG, la profondeur de pénétration variait de 0,5 à 7,2 mm soit de 2 à 5 fois moins. La hauteur totale du cordon est aussi plus importante en procédé hybride. La largeur du bain fondu varie de 4,5 à 12,5 mm en procédé hybride, alors qu'en MAG, elle varie de 2,5 à 15 mm. La largeur du bain fondu semble donc être aussi moins large en procédé MAG. Ces tendances sont en accord avec le fait qu'en soudage hybride, la puissance totale est nettement supérieure à celle en soudage MAG (4 kW laser en plus). La surface du bourrelet s'étend de 5 mm<sup>2</sup> à 32 mm<sup>2</sup>. La surface réelle est plus importante que la surface théorique (Figure 61e). La différence moyenne entre la valeur théorique et la valeur mesurée de la surface du bourrelet est de l'ordre de 20%. Pour rappel, une marge d'erreur des mesures peut être estimée à 6%. Cette différence, néanmoins non négligeable, est plus importante en soudage hybride qu'en MAG (14% en soudage MAG). La présence du bourrelet observé en soudage laser seul bien qu'il n'y ait pas d'apport de matière dans ce cas peut expliquer une part de cette différence. De plus, dans le cas de l'hybride, les déformations macroscopiques de la pièce liées au gradient du dépôt d'énergie dans son épaisseur sont d'autant plus importantes, du fait des deux apports énergétiques des deux procédés (surfaccique pour le MAG et volumique pour le laser).

Les vitesses de soudage maximales en hybride laser/MAG sont plus importantes qu'en MAG seul. On peut souder jusqu'à 6 m/min soit une vitesse deux fois plus rapide qu'en MAG seul. Néanmoins, la qualité des cordons n'est pas forcément optimale, puisqu'on observe dans certains cordons de nombreuses porosités. La cause principale de ces porosités vient du procédé laser. En effet, les vapeurs métalliques à l'intérieur du capillaire de vapeur ont plus de difficultés à s'échapper à travers l'apport de matière du procédé MAG et créent des porosités dans le cordon.

#### 4.1.3.3 Comparaison des configurations tirée et poussée

Dans la configuration poussée, le laser est devant l'arc. Une première comparaison a été faite entre les 2 configurations tirée et poussée. Pour cela, la distance entre le fil d'apport et le faisceau laser a été maintenue constante à 2 mm. D'après les films obtenus, on constate que les gouttes ont plus de difficultés à se détacher du fil d'apport en configuration poussée. Elles sont également de taille plus importante. Beaucoup plus de projections sont visibles. L'interaction laser/MAG est beaucoup plus perturbée dans cette configuration. En effet, le keyhole se referme sous l'effet de l'apport de matière qui tend à reboucher le capillaire de vapeur du fait de la trajectoire des gouttes dans cette configuration (Figure 62a et Figure 63). Les 3 régimes court-circuit, globulaire et spray sont aussi très perturbés car le laser vient impacter l'avant de l'arc. On peut voir que la pression d'arc est telle qu'à forte vitesse de fil d'apport, le métal fondu est éjecté par l'avant et les côtés du bain fondu (Figure 62b).

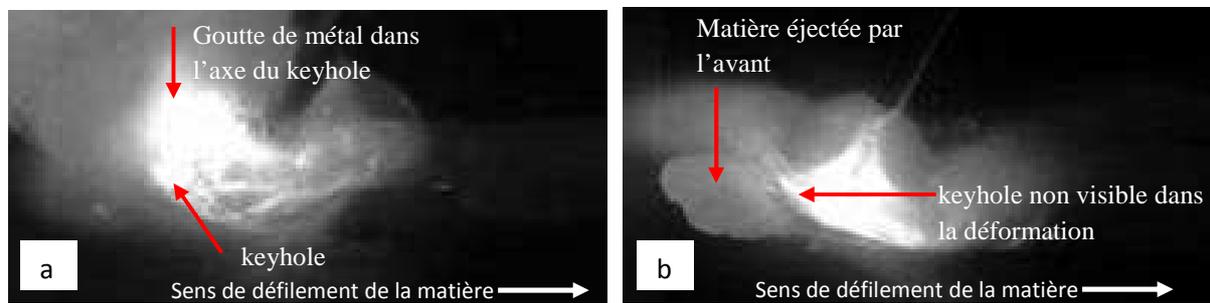


Figure 62 : Films obtenus par procédé hybride laser/MAG en configuration poussée  
 a –  $V_f = 5 \text{ m/min}$ ,  $U_0 = 1 \text{ m/min}$   
 b –  $V_f = 12 \text{ m/min}$ ,  $U_0 = 1 \text{ m/min}$

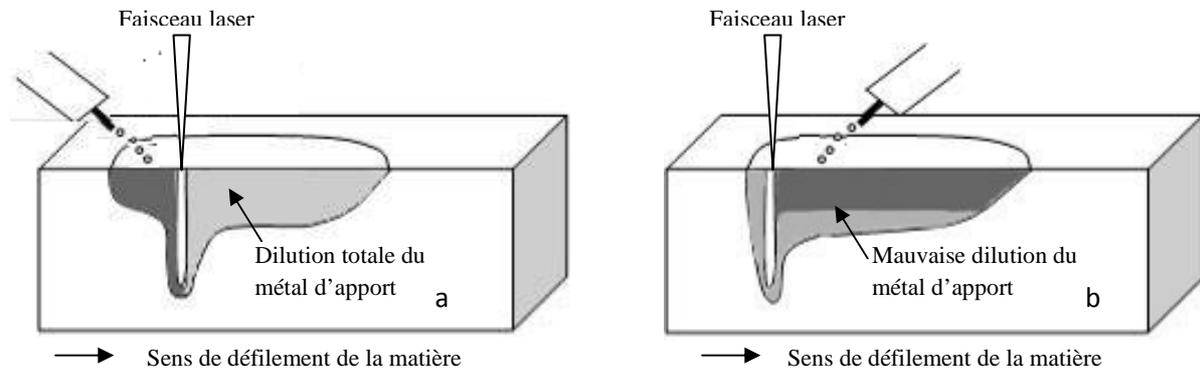


Figure 63 : Schématisation des configurations tirée (a) et poussée (b) en soudage hybride laser/MAG

D'après les macrographies (Figure 64), on remarque que la dilution du fil d'apport dans le matériau de base est moins bonne en configuration poussée surtout pour des faibles vitesses d'apport de matière. En effet, en configuration tirée, le laser étant situé à l'arrière de la torche, les gouttes chutent au voisinage du capillaire de vapeur. Or dans cette zone, le métal liquide doit s'écouler autour du capillaire, ce qui favorisera un bon brassage entre la matière apportée et le métal de base. Dans le cas de la configuration poussée, le laser étant devant et l'apport de matière se faisant après le passage du laser, le bain fondu créé par le laser est

moins en interaction avec le bain liquide du MAG. Le mélange est meilleur pour les vitesses d'apport de matière plus importantes. Cela peut s'expliquer par le fait que le laser impacte la région de l'arc qui a une répartition spatiale plus étendue dans ce cas. Le mélange est donc plus homogène (Figure 63).

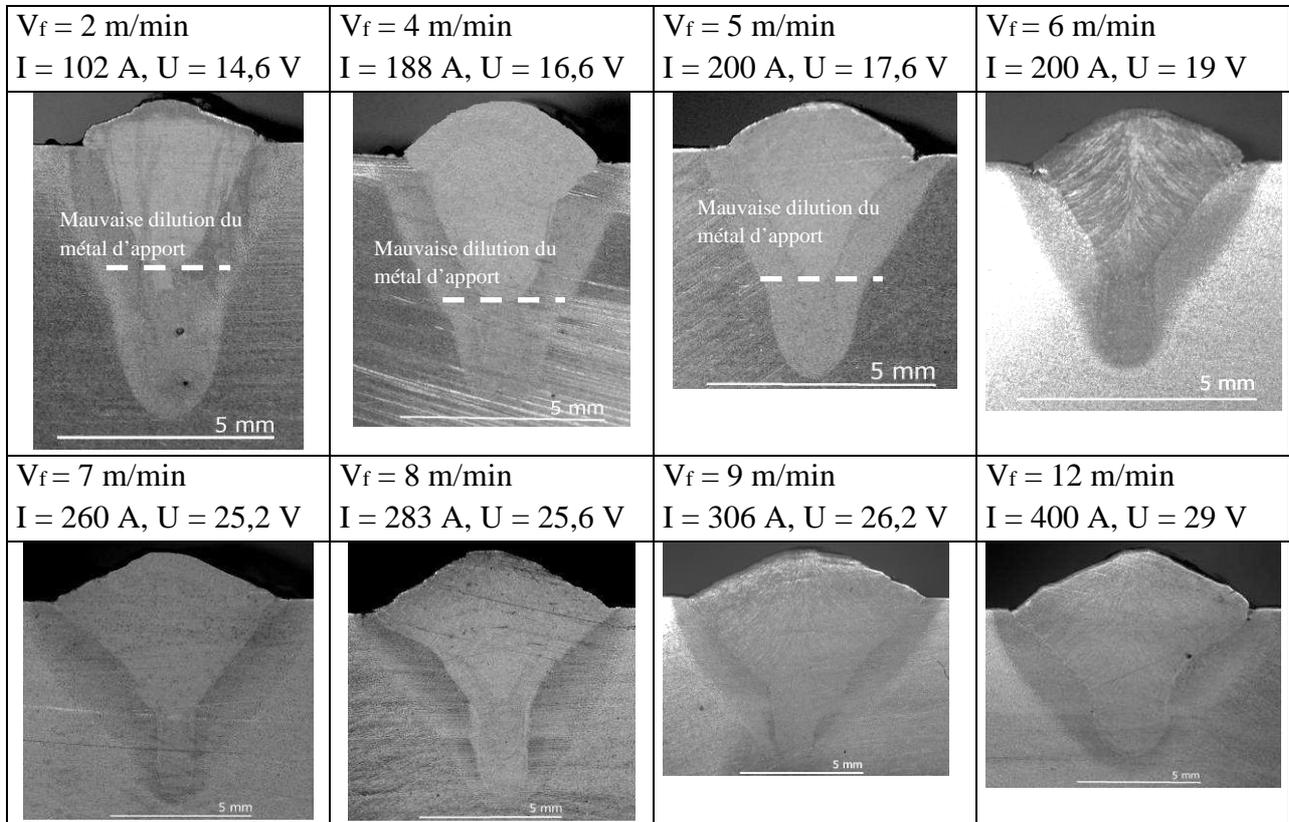


Figure 64: Coupes macrographiques perpendiculaires à l'axe du cordon de soudure obtenues par le procédé hybride laser/MAG en mode poussé, pour différentes vitesses d'apport de fil et différentes vitesses de soudage (distance fil/faisceau 2 mm, vitesse de soudage 1 m/min)

Malgré ces différentes remarques, il semble difficile de privilégier une configuration plutôt qu'une autre. En effet, les cordons obtenus en procédé poussé présentent nettement moins de porosités. L'apport de matière venant après le laser, on peut supposer que cette matière ne vient donc pas refermer le capillaire de vapeur. Mais, d'après les films, le comportement est plus stable en configuration tirée, on observe moins de projections dans cette configuration et le mélange entre le matériau de base et le fil d'apport est plus homogène. Par la suite, nous avons donc fait varier la distance entre le fil d'apport de matière et du faisceau laser dans les 2 configurations poussée et tirée afin de comparer au mieux les 2 configurations.

#### 4.1.3.4 Influence de la distance fil/faisceau en soudage hybride laser/MAG

Le faisceau laser étant fixe, l'arc a été déplacé afin d'étudier l'influence de la distance entre le fil d'apport et le faisceau laser. Les résultats de cette étude sont présentés sur la Figure 65. Les distances négatives allant jusqu'à -4 mm correspondent à la configuration

poussée (arc après le laser) et celles positives allant jusqu'à 5 mm correspondent à la configuration tirée (arc devant le laser).

Les largeurs de cordon obtenues peuvent varier de 1 mm selon la distance fil/faisceau et la configuration (tirée ou poussée) (Figure 65a). En configuration poussée, le bain semble être plus large. Cet effet peut s'interpréter par le fait que la matière est davantage repoussée sur les côtés dans cette configuration. En effet, au passage du capillaire de vapeur en première position, le liquide doit contourner cet obstacle et tend à élargir le cordon.

Les profondeurs de pénétration peuvent varier de plusieurs millimètres selon la distance fil/faisceau et la configuration (tirée ou poussée) (Figure 65b). Il est plus difficile de comparer les 2 configurations. En effet, en configuration poussée, la vitesse d'apport de matière et la distance du laser par rapport au fil d'apport semblent avoir moins d'influence sur la profondeur de pénétration. Par contre en configuration tirée, la pénétration est dépendante de la distance fil/faisceau. Dans cette dernière configuration, il semblerait que le maximum de pénétration soit atteint quand la distance est de 2 mm d'où le choix de travailler essentiellement dans cette configuration.

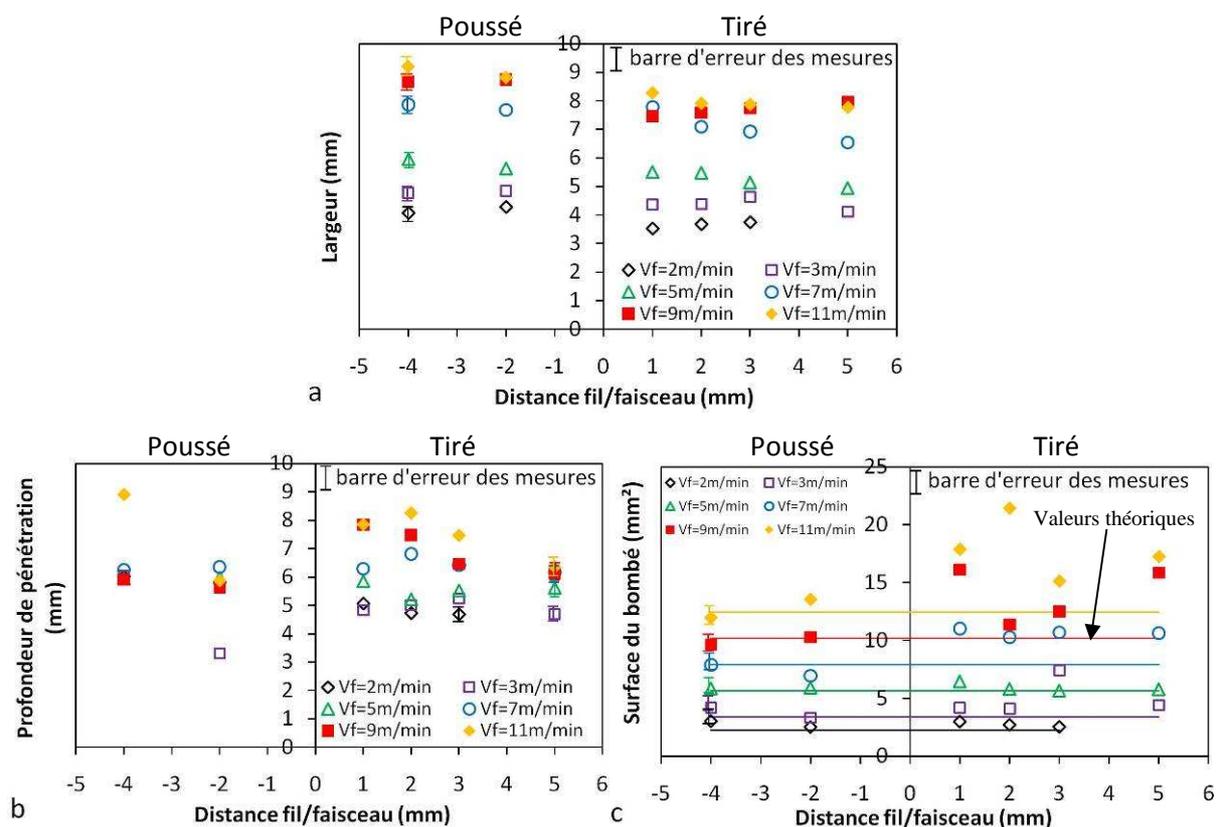


Figure 65 : Largeur (a), profondeur de pénétration (b) et surface du bombé (c) des cordons de soudures obtenus par procédé hybride laser/MAG en fonction de la distance fil/faisceau (négative : poussé, positive : tiré) pour différentes vitesses d'apport de matière pour une vitesse de soudage de 1m/min

La surface du bombé semble être plus importante en configuration tirée qu'en configuration poussée (de 5 à 35% plus grande). Une explication pourrait être liée à la pression d'arc appuyant davantage sur le bain liquide faisant ainsi remonter le liquide plus haut (Figure 65c). Cette tendance peut s'expliquer par les projections plus importantes et les porosités moins importantes dans la configuration poussée. En effet, ces deux effets cumulés tendent à diminuer la surface du bombé.

Pour rappel, lors des essais, la vitesse de soudage a été augmentée jusqu'à ce que le cordon obtenu soit incorrect visuellement. Ainsi, les vitesses de soudage maximales atteintes sont plus faibles en configuration poussée de l'ordre de 4 m/min qu'en tirée de l'ordre de 6 m/min.

La distance entre le fil d'apport et le faisceau laser doit être ajustée en fonction du régime d'arc où on se situe. En effet, en régime court-circuit, le faisceau laser peut être situé proche de l'arc qui a une répartition peu étendue de l'ordre de 1 ou 2 mm, tandis qu'en régime spray, l'arc doit être plus éloigné du faisceau laser pour ne pas le perturber, de l'ordre de 4 ou 5 mm. Néanmoins, il semble difficile de conclure sur l'utilisation plus adaptée d'une configuration poussée ou tirée. Un tableau récapitulatif de la comparaison des deux configurations permettra de choisir la configuration la plus adaptée en fonction de ce que l'utilisateur souhaite obtenir (Tableau 5).

Configuration	Largeur	Pénétration	Surépaisseur	Surface totale	Surface bombée	Projection	Porosité
Poussée	+	-	-	-	-	+	-
Tirée	-	+	+	+	+	-	+

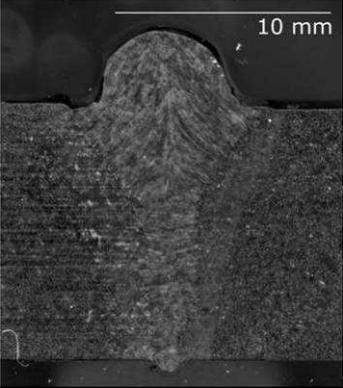
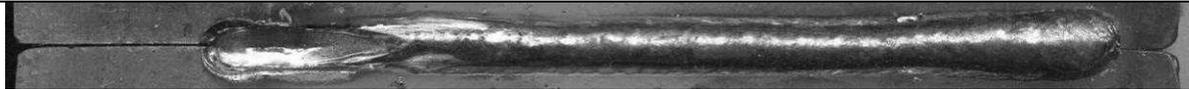
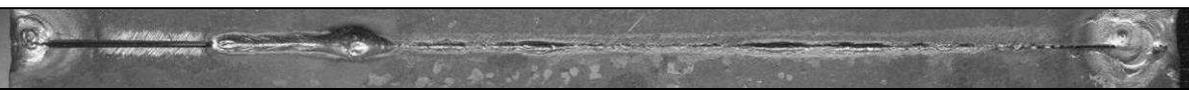
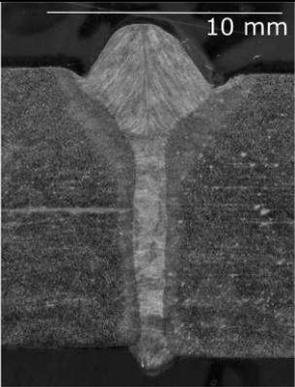
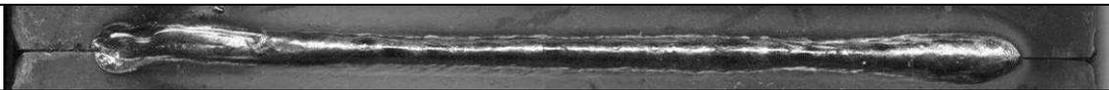
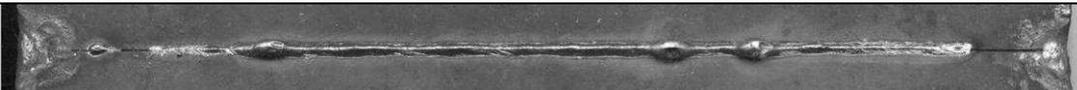
*Tableau 5: Tableau récapitulatif des comparaisons des configurations tirée et poussée en soudage hybride laser/MAG*

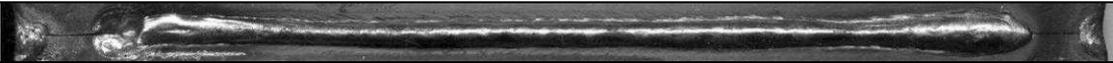
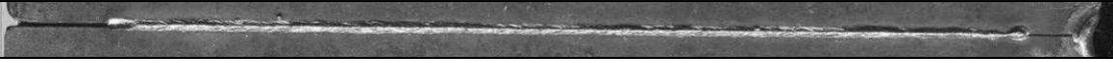
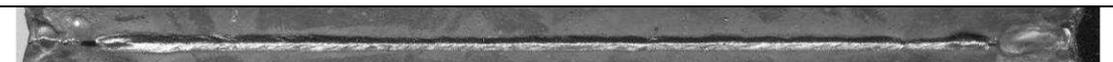
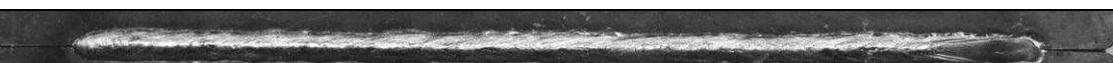
#### *4.1.3.5 Assemblage en soudage hybride laser/MAG*

Dans le contexte du projet HYPROSOUND, l'objectif était de pouvoir assembler des tôles en bout-à-bout d'épaisseur de 12 mm en soudage débouchant à l'aide d'un procédé hybride laser/MAG. Pour ces essais, le laser TRUMPF TruDisk 8002 continu avec une puissance maximale de 8 kW était à notre disposition. De nombreux essais ont ainsi été réalisés avant d'obtenir une configuration de soudage adéquate.

De façon générale, il semblerait qu'une trop grande puissance laser entraînerait un écroulement du bain fondu en face arrière. En effet, pour une vitesse d'apport de matière constante (soit une puissance MAG constante), un compromis entre la puissance laser et la vitesse de soudage a été recherché. Les essais avec une puissance laser de 8 kW n'ont pas été concluants : les cordons étaient débouchants mais complètement effondrés et à une vitesse de soudage élevée, le cordon n'était plus régulier (avec le procédé MAG, on ne peut pas excéder des vitesses supérieures à 2 m/min). La puissance laser a donc été diminuée. Pour les tôles de 12 mm, une puissance de 6 ou 7 kW semble suffisante pour obtenir une pleine pénétration avec un bain de fusion qui ne s'écroule pas. La vitesse de soudage a donc été adaptée en

fonction de la puissance laser. Cette procédure a été effectuée pour des vitesses d'apport de matière de 8 à 12 m/min. Quelques configurations avec un équilibre du bain fondu ont été obtenues (Figure 66). Néanmoins, les essais 1, 2, 3 et 4 présentent des caniveaux. Il semblerait qu'une vitesse excessive soit la cause de ce problème. Ces essais pourront nous servir de base de données pour une éventuelle simulation du soudage débouchant. La simulation devra reproduire l'équilibre du bain fondu.

<p><b>Essai n°1</b>            Bord à bord brut            Pointé à l'électrode enrobée            Epaisseur : 12 mm            Taille de spot : 600 <math>\mu\text{m}</math> (Fibre de 200 <math>\mu\text{m}</math> ;            collimation de 200 mm ; focalisation de 600            mm)            Distance fil faisceau : 2 mm  <math>P = 4 \text{ kW}</math>, <math>U_0 = 0,7 \text{ m/min}</math>, <math>V_f = 10 \text{ m/min}</math>  <math>I = 306 \text{ A}</math>, <math>U = 26,2 \text{ V}</math></p>	
<b>Face avant</b>	
	
<b>Face arrière</b>	
	
<p><b>Essai n°2</b>            Bord à bord brut            Pointé à l'électrode enrobée            Epaisseur : 12 mm            Taille de spot : 600 <math>\mu\text{m}</math> (Fibre de 200 <math>\mu\text{m}</math> ;            collimation de 200 mm ; focalisation de 600            mm)            Distance fil faisceau : 2 mm  <math>P = 7 \text{ kW}</math>, <math>U_0 = 1,4 \text{ m/min}</math>, <math>V_f = 8 \text{ m/min}</math>  <math>I = 283 \text{ A}</math>, <math>U = 25,6 \text{ V}</math></p>	
<b>Face avant</b>	
	
<b>Face arrière</b>	
	

<p><b>Essai n°3</b>  Bord à bord brut  Pointé à l'électrode enrobée  Epaisseur : 12 mm  Taille de spot : 600 <math>\mu\text{m}</math> (Fibre de 200 <math>\mu\text{m}</math> ; collimation de 200 mm ; focalisation de 600 mm)  Distance fil faisceau : 2 mm  <math>P = 7 \text{ kW}</math>, <math>U_0 = 1,5 \text{ m/min}</math>, <math>V_f = 8 \text{ m/min}</math>  <math>I = 283 \text{ A}</math>, <math>U = 25,6 \text{ V}</math></p>		
<b>Face avant</b>		
		
<b>Face arrière</b>		
		
<p><b>Essai n°4</b>  Bord à bord brut  Pointé à l'électrode enrobée  Epaisseur : 12 mm  Taille de spot : 600 <math>\mu\text{m}</math> (Fibre de 200 <math>\mu\text{m}</math> ; collimation de 200 mm ; focalisation de 600 mm)  Distance fil faisceau : 2 mm  <math>P = 6 \text{ kW}</math>, <math>U_0 = 1 \text{ m/min}</math>, <math>V_f = 8 \text{ m/min}</math>  <math>I = 283 \text{ A}</math>, <math>U = 25,6 \text{ V}</math></p>		
<b>Face avant</b>		
		
<b>Face arrière</b>		
		
<p><b>Essai n°5</b>  Bord à bord brut  Pointé à l'électrode enrobée  Epaisseur : 12 mm  Taille de spot : 600 <math>\mu\text{m}</math> (Fibre de 200 <math>\mu\text{m}</math> ; collimation de 200 mm ; focalisation de 600 mm)  Distance fil faisceau : 2 mm  <math>P = 6 \text{ kW}</math>, <math>U_0 = 1 \text{ m/min}</math>, <math>V_f = 4 \text{ m/min}</math>  <math>I = 188 \text{ A}</math>, <math>U = 16,6 \text{ V}</math></p>		
<b>Face avant</b>		
		
<b>Face arrière</b>		
		

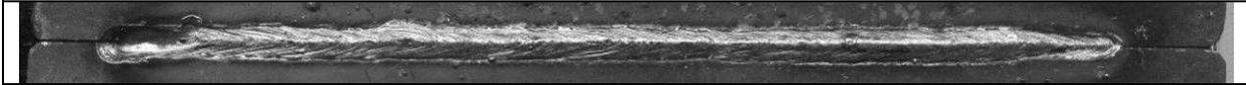
<p><b>Essai n°6</b>  Bord à bord brut  Pointé à l'électrode enrobée  Epaisseur : 12 mm  Taille de spot : 600 <math>\mu\text{m}</math> (Fibre de 200 <math>\mu\text{m}</math> ;  collimation de 200 mm ; focalisation de 600  mm)  Distance fil faisceau : 2 mm  P = 6 kW, <math>U_0 = 0,9</math> m/min, <math>V_f = 4</math> m/min  I = 188 A, U = 16,6 V</p>		
<b>Face avant</b>		
		
<b>Face arrière</b>		
		

Figure 66 : Fiche récapitulatif des essais d'assemblage en procédé hybride laser/MAG

#### 4.1.4 Forme de bain dans le sens longitudinal

Les analyses précédentes ont été basées sur des observations de macrographies obtenues à l'aide de coupes transverses. Nous avons ainsi pu en déduire les largeurs et profondeurs de pénétration. Ces observations ne permettent cependant pas d'avoir des informations concernant la forme du bain dans le sens longitudinal. Ces informations constitueraient des données supplémentaires pour valider les simulations numériques. Nous avons donc développé une expérience spécifique pour obtenir cette forme. Le principe de cette technique a été décrit dans le chapitre précédent (cf. § 3.4.1).

Les essais de traceur effectués en MAG avec l'acier inoxydable et l'alliage cuivre/aluminium sont concluants (Figure 67). En effet, une trace remarquable est laissée par le marqueur. Le constat est plus visible avec l'alliage de cuivre/aluminium. Ainsi une comparaison de ces résultats a été faite avec ceux obtenus avec le modèle numérique (cf. § 6.3). La comparaison des 2 traceurs montre un léger décalage des profils obtenus (Figure 68). Cette différence pourrait s'expliquer par le fait que les températures de fusion des traceurs ne sont pas identiques. En effet, la température de l'alliage de cuivre/aluminium étant plus faible que celle de l'acier inoxydable, la trace de l'alliage de cuivre/aluminium représenterait une isotherme de fusion plus faible. En effet, la température de fusion est de 1472,5°C pour l'acier S355, en moyenne de 1445°C pour les aciers inoxydables et de 1084°C pour l'alliage cuivre/aluminium. Cette technique de traceur permet uniquement d'obtenir la forme du bain fondu à l'arrière. On peut ainsi estimer la longueur du bain en surface et la comparer avec celle obtenue à l'aide de la caméra rapide (cf. § 4.2.1). Certes, la température de fusion des traceurs n'est pas identique à celle du matériau de base mais une cohérence est retrouvée avec la longueur du bain liquide mesurée à l'aide de la caméra rapide. En effet, l'alliage cuivre/aluminium et l'acier inoxydable donnent une longueur de l'arrière du bain

fondu respectivement de 13,3 et 18,9 mm. Avec la caméra rapide, on estime la longueur totale à 19 mm (avec la longueur de l'avant du bain fondu d'environ 2-3 mm).

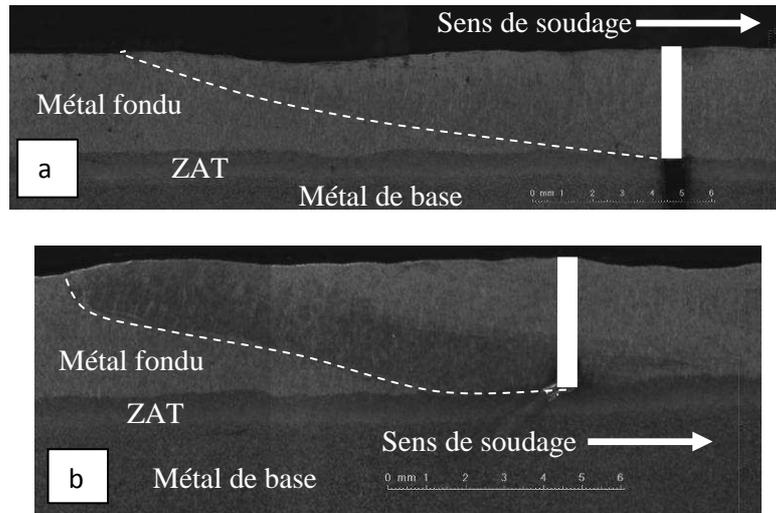


Figure 67 : Coupe longitudinale d'un essai MAG ( $U_0 = 0,8$  m/min et  $V_f = 5$  m/min)  
 (a) Acier inoxydable  
 (b) Alliage de cuivre/aluminium

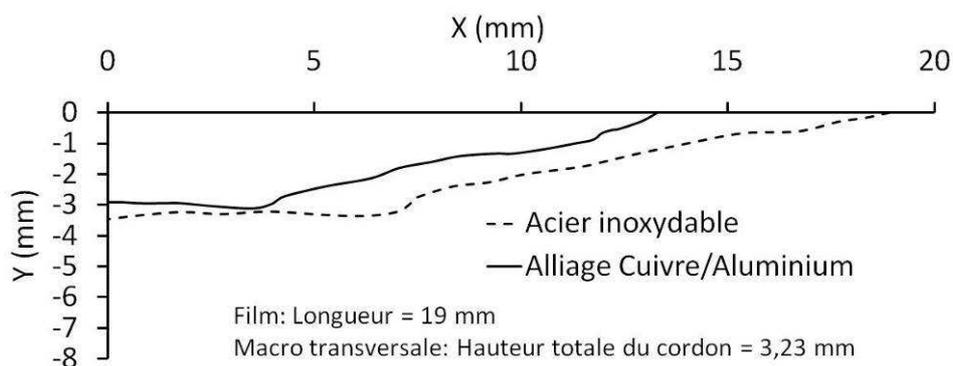


Figure 68 : Comparaison des coupes longitudinales obtenues avec l'alliage de cuivre/aluminium et l'acier inoxydable avec le résultat obtenu grâce au modèle numérique pour l'essai MAG ( $U_0 = 0,8$  m/min et  $V_f = 10$  m/min)

Pour les essais avec ces mêmes matériaux (Figure 69) en hybride laser/MAG, il est plus difficile d'avoir un contraste très net. En effet, en hybride, le bain fondu est beaucoup plus turbulent. En cumulant, les 2 images obtenues avec les 2 traceurs différents (acier inoxydable et l'alliage cuivre/aluminium), un profil du bain fondu dans le sens longitudinal est obtenu. On constate également un décalage des profils obtenus avec les 2 marqueurs (Figure 70). La géométrie du soudage hybride est particulière. En effet, elle présente une partie avec une profondeur de pénétration importante liée au capillaire de vapeur. La seconde partie est liée au procédé MAG qui présente des profondeurs moins importantes qu'en procédé laser. La longueur totale du bain fondu obtenue à l'aide de la caméra rapide est de 25 mm (cf. § 4.2.1). Ainsi, on estime la longueur à l'arrière du bain de fusion avec l'alliage Cuivre/Aluminium de 17,6 mm et avec l'acier inoxydable de 21,9 mm. On retrouve donc des données cohérentes avec les mesures effectuées avec la caméra rapide.

Les 2 autres traceurs, l'alliage cuivre/zinc et l'alliage de cuivre/nickel n'ont pas permis d'obtenir un contraste suffisant avec le matériau de base. Ainsi les essais suivants ont été effectués avec l'alliage cuivre/aluminium qui nous a donné les meilleurs résultats.

Les essais effectués avec des vitesses d'apport de matière élevées n'ont pas donné un contraste correct entre le matériau de base et de l'alliage cuivre/aluminium. En effet, le traceur semble être absorbé par le flux de matière important apportée. Cette technique est donc limitée aux expériences avec très peu d'apport de matière soit des vitesses fil d'apport de matière faible.

Cette expérience est très intéressante et a permis d'obtenir des profils de cordon de soudure dans l'axe du soudage. Néanmoins, elle reste limitée à certaines configurations de soudage. Les profils ainsi obtenus ont été comparés avec les résultats du modèle numérique qui seront présentés dans un chapitre suivant (cf. § 6.3).

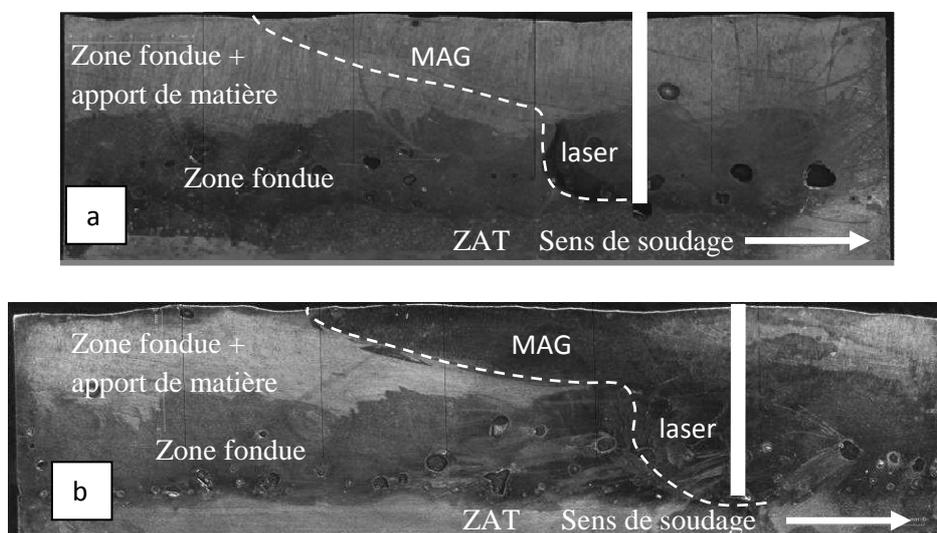


Figure 69 : Coupe longitudinale d'un essai Hybride laser/MAG ( $U_0 = 1$  m/min et  $V_f = 5$  m/min, distance fil/faisceau = 2 mm)  
 (a) Acier inoxydable  
 (b) Alliage de cuivre/aluminium

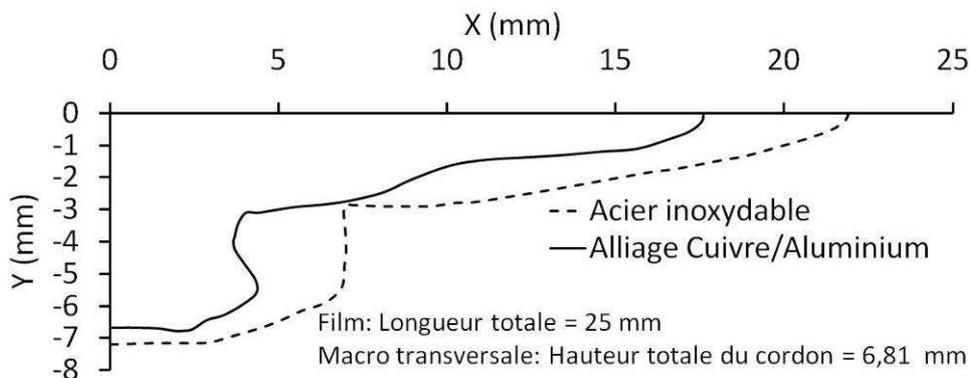


Figure 70 : Comparaison des coupes longitudinales obtenues avec l'alliage de cuivre/aluminium et l'acier inoxydable pour l'essai Hybride laser/MAG ( $U_0 = 1$  m/min,  $V_f = 5$  m/min, distance fil/faisceau = 2 mm)

## 4.2 Mesures spécifiques obtenues à l'aide de la caméra rapide

Outre les informations sur le comportement du bain de fusion en cours de soudage présentées dans la partie précédente, la caméra rapide nous a permis de faire des mesures spécifiques telles que la longueur du bain de fusion, la déformation de la surface du bain de fusion ou encore à travers une expérience spécifique, la mesure de vitesse en surface du bain fondu. L'apport de matière a pu être étudié plus précisément à l'aide de cet outil. En effet, la fréquence, la vitesse et le diamètre des gouttes ont pu être déterminés. Ces mesures sont ainsi présentées dans cette partie. Tous les films ont été réalisés dans une configuration quasi-stationnaire du soudage soit au milieu du cordon de soudure. En effet, en dehors du début et de la fin du cordon, on constate que la géométrie de bain de fusion reste identique et donc n'évolue pas.

### 4.2.1 Longueur du bain fondu

Comme nous l'avons constaté dans le chapitre bibliographie (cf. § 2), les longueurs de bain liquide calculées par les différents modèles numériques (laser, MIG-MAG, hybride) sont rarement comparées à des données expérimentales. Dans la plupart des cas, la comparaison a été faite uniquement sur les macrographies transversales des cordons de soudure. Aucune mesure de température à l'aide de thermocouple n'a été effectuée au cours de notre étude. Ainsi, nous avons cherché à évaluer les longueurs de bain afin de valider le modèle numérique à travers la géométrie complète du bain, à la fois dans le sens transverse et longitudinal.

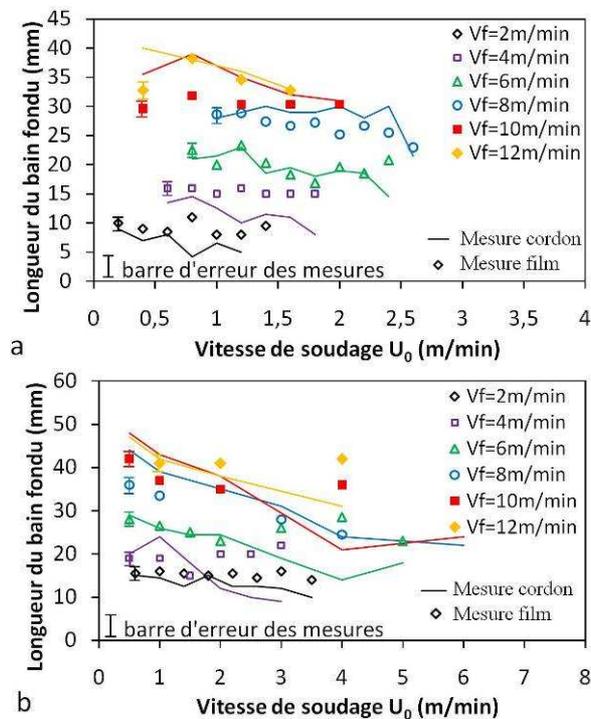


Figure 71 : Longueurs des bords fondus mesurées sur les cordons de soudures et sur les films correspondants obtenus par procédé MAG (a) et hybride laser/MAG (b) en fonction de la vitesse de soudage pour différentes vitesses d'apport de matière

D'après les mesures directes décrites dans le chapitre précédent (cf. § 3.4.2), on constate que la longueur du bain en procédé MAG semble être constante quand la vitesse de soudage varie pour une vitesse fil constante (Figure 71a). La longueur du bain fondu augmente quand la vitesse d'apport de matière augmente, soit quand la puissance d'arc augmente. En procédé de soudage hybride laser/MAG, on observe plutôt une diminution de la longueur du bain fondu quand la vitesse de soudage augmente (Figure 71b). Dans ces essais, la puissance laser était constante. On retrouve donc la même tendance qu'en soudage MAG, la longueur du bain est plus importante quand la puissance est élevée. Si on compare les 2 procédés, les bains fondus sont plus longs en soudage hybride laser/MAG. En effet, les puissances en hybride sont plus importantes car on cumule la puissance d'arc et du laser.

Une autre approche décrite précédemment a permis de mesurer les longueurs de bain fondu en cours de soudage à partir des vidéos issues de la caméra rapide (cf. § 2). Ainsi, pour le procédé laser seul, la longueur du bain fondu varie de 7 à 11 mm selon la vitesse de soudage (Figure 72). La puissance laser est égale à 4 kW pour tous les essais. De façon générale, il est difficile de donner une tendance sur l'évolution de la longueur de bain fondu. De plus, nous avons vu précédemment que le soudage laser est très instable à des vitesses de soudage faibles.

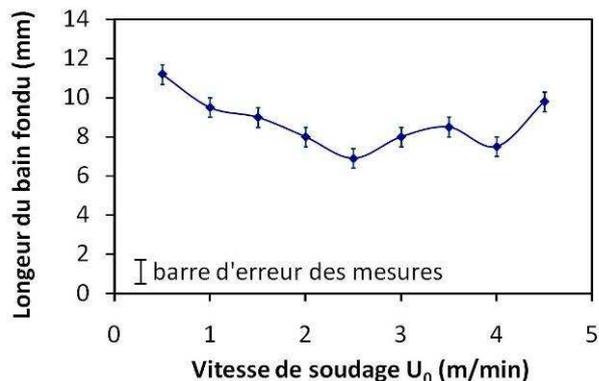


Figure 72 : Longueurs des bains fondus mesurées sur les films correspondants obtenus par procédé laser en fonction de la vitesse de soudage (puissance laser 4 kW)

Avec le procédé hybride laser/MAG (Figure 71b), on constate à nouveau que les longueurs de bain fondu sont plus importantes qu'avec le procédé MAG. Les longueurs de bain fondu diminuent quand la vitesse de soudage augmente pour une vitesse d'apport de matière constante. Plus la vitesse d'apport de matière augmente, donc plus la puissance MAG est importante, plus la longueur de bain fondu est élevée. Les longueurs peuvent varier de 9 à 48 mm pour des puissances d'arc allant de 1,5 à 12 kW.

Ces nombreuses données seront très utiles pour valider le modèle numérique utilisé ou pour ajuster certains paramètres de ce modèle. La confrontation de ces résultats avec ceux issus de la simulation sera faite dans le chapitre suivant (cf. § 6.2).

Pour le procédé MAG (Figure 71a), les longueurs de bain fondu mesurées sur les films obtenus par la caméra rapide sont légèrement inférieures aux mesures effectuées directement sur le cordon de soudure. On retrouve les mêmes tendances qu'avec les mesures directes sur

les cordons de soudure. Les longueurs de bain fondu varient de 8 à 40 mm quand la puissance augmente de 1,5 à 12 kW.

#### 4.2.2 Déformation maximale de la surface du bain fondu

Après avoir observé les bains liquides avec un champ de vision large pour mesurer les longueurs de bain fondu, des observations spécifiques avec un grossissement sur la région de l'arc ont été réalisées (Figure 43). Le principe de la mesure est décrit dans le paragraphe précédent (cf. § 3.4.3). On peut clairement voir que, dans l'axe de l'arc, le bain fondu est déformé en dessous de la surface de la pièce initiale. L'importance de cette déformation dépend de l'intensité du courant d'arc et commence à devenir significative pour les courants supérieurs à 150 A. Cette déformation résulte de la pression de l'arc en raison de l'écoulement des gaz à la surface du métal liquide et bien sûr de l'effet des gouttelettes sur la surface du bain fondu. Du fait de cette pression, le dépôt d'énergie dû à l'arc se fait sur une surface fortement déformée. On peut donc s'attendre à ce que le champ de température au sein de la pièce soit très différent de celui obtenu dans le cas d'un dépôt d'énergie sur une surface plane. Il est donc très important de caractériser précisément cette déformation pour obtenir une comparaison en adéquation avec les simulations correspondantes. Pour des pressions très élevées, on peut même voir le métal de base non fondu sur les côtés du bain de fusion (Figure 73). En effet, la pression est telle que le bain liquide est éjecté sur les côtés et à l'arrière du bain fondu.



Figure 73 : Visualisation du métal de base dans le bain de fusion (Vitesse fil = 8 m/min, Vitesse de soudage = 1 m/min)

Une série de mesures sur les cordons de soudure ainsi que sur les films correspondants a été réalisée. La puissance laser en soudage hybride laser/MAG est égale à 4 kW pour tous les essais. Les Figure 74 et Figure 75 montrent la variation de ces déformations de la surface du bain fondu en fonction de la vitesse de soudage et pour différentes vitesses d'apport de matière avec les deux techniques pour les procédés de soudage MAG et hybride laser/MAG. On constate que les mesures des déformations déterminées directement sur les cordons sont sous-estimées par rapport à celles obtenues par les images vidéo, ce qui peut sembler logique puisque la mesure sur le cordon est effectuée après solidification. Les mesures déduites des vidéos sont sans aucun doute les plus précises. Malgré cette différence, les tendances dans les 2 cas sont les mêmes. Les déformations varient de 0 à 4 mm en procédé MAG et de 0 à 5 mm en procédé hybride laser/MAG. On peut facilement comprendre que la déformation augmente lorsque la vitesse du fil augmente, c'est-à-dire lorsque la puissance de l'arc augmente. Les déformations sont aussi plus élevées pour des vitesses de soudage faibles, en raison des bains

très larges dans ces configurations. Il est important de noter que ces déformations maximales sont assez élevées. En effet, de façon générale, la déformation correspond à la moitié de la pénétration finale. Nous notons également que les dépressions en procédé hybride sont plus importantes que les déformations en procédé MAG. Les déformations varient de 0 à 4 mm en procédé MAG et de 0 à 5 mm en procédé hybride laser/MAG.

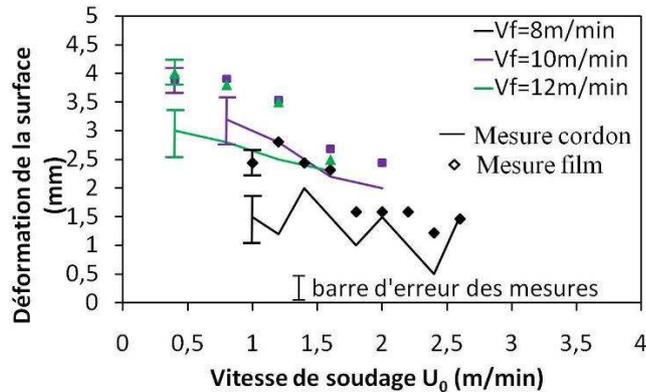


Figure 74 : Déformation maximale de la surface mesurée sur les cordons de soudures ainsi que sur les films correspondants obtenus par procédé MAG en fonction de la vitesse de soudage pour différentes vitesses d'apport de matière

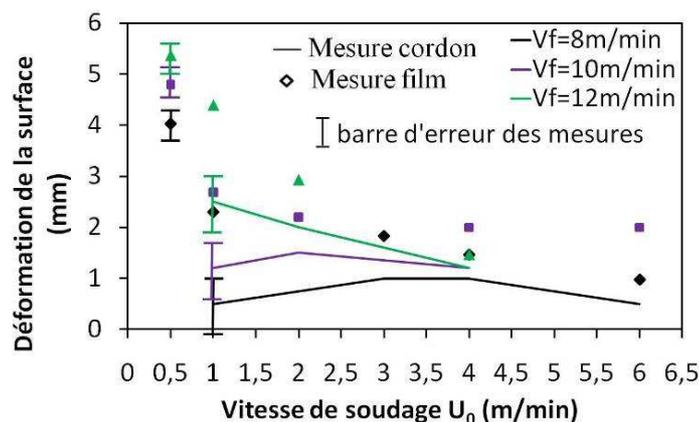


Figure 75 : Déformation maximale de la surface mesurée sur les cordons de soudures ainsi que sur les films correspondants obtenus par procédé hybride laser/MAG en fonction de la vitesse de soudage pour différentes vitesses d'apport de matière

Seules quelques mesures ont été réalisées dans le cas du soudage MAG en configuration poussée. Il semble que les déformations maximales soient moins importantes en configuration poussée qu'en configuration tirée. Comme on l'a décrit précédemment, en configuration tirée, les gouttelettes s'évacuent plus facilement car le détachement des gouttes suit le déplacement de la pièce (Figure 63). Tandis qu'en configuration poussée l'interaction laser/arc est plus perturbée car les gouttelettes peuvent venir en contact du métal de base ce qui peut expliquer que la déformation maximale soit moins importante dans cette configuration (Figure 62).

Ainsi, ces données seront utilisées dans la modélisation numérique pour permettre de caler la pression d'arc correspondante à la déformation maximale observée. Ces résultats seront présentés dans le chapitre suivant (cf. § 6.5).

### 4.2.3 Fréquences, vitesses, diamètre et pressions des gouttes en régime spray

En régime spray, qui est le mode principal de transfert de métal de nos expériences, on constate que des gouttelettes se forment et viennent intégrer le bain fondu à une vitesse assez élevée. Ces gouttelettes doivent avoir une contribution non négligeable à la forte déformation de la surface du bain de fusion. Grâce aux films, on peut aussi estimer les vitesses et les fréquences des gouttes ainsi que leurs diamètres moyens. La vitesse, le rayon moyen et la fréquence d'une gouttelette ont été mesurés pour de nombreux essais de soudage MAG et hybride laser/MAG grâce au principe de mesure décrit dans le chapitre précédent (cf. § 3.4.4).

La vitesse des gouttes varie respectivement pour le procédé MAG et hybride de 0,5 à 1,6 m/s et de 0,7 à 3,1 m/s (Figure 76a et Figure 77a). Pour les 2 procédés MAG et laser/MAG, il semble difficile de donner une tendance de la vitesse des gouttes en fonction de la vitesse de soudage. Par contre, les vitesses des gouttes sont plus élevées quand la vitesse d'apport de matière est importante. Les vitesses sont plus importantes en hybride, bien que les paramètres d'arc soient identiques. Ce fait confirme à nouveau que le laser perturbe le détachement des gouttes comme nous l'avions vu précédemment (cf. 4.1.3.3).

Les fréquences des gouttes sont du même ordre de grandeur en procédé MAG et hybride, elles varient respectivement de 500 à 1100 Hz et de 300 à 1100 Hz selon la vitesse de soudage (Figure 76b et Figure 77b). Ces valeurs de fréquences sont en bon accord avec les valeurs données par Valensi [VALENSI 2007]. En effet, il a étudié l'influence de l'oxygène dans le gaz de protection sur la fréquence des gouttelettes. Pour un fil à haute teneur en silicium, comme dans notre cas, la fréquence augmente de 0 à 750 Hz lorsque le niveau d'oxygène diminue de 70 à 0 % et est égale à 700 Hz à 8% d'oxygène comme dans notre étude. Nos résultats permettent de constater que la fréquence des gouttes dépend majoritairement de la vitesse d'apport de matière. En effet, plus celle-ci est élevée, plus la fréquence est grande. Par contre, la vitesse des gouttes semble être indépendante de la vitesse de soudage.

Les mesures de la taille, la vitesse et la fréquence des gouttelettes sont en accord avec les travaux de Lin [LIN 2001]. En effet, il donne des valeurs du diamètre des gouttelettes de l'ordre de 2-3 mm en régime globulaire et 1 mm en régime spray. Les fréquences des gouttes augmentent de 50 à 500 Hz lorsque la vitesse du fil (ou l'intensité d'arc) augmente de 7 à 12 m/min pour un diamètre de fil de 0,9 mm. Les vitesses des gouttes dans son étude augmentent de 0,3 à 1,4 m/s lorsque le courant augmente de 160 à 150 A pour un diamètre de fil de 1,2 mm.

La pression des gouttes  $P_{goutte}$  lors d'un impact de gouttelettes émises avec une fréquence  $f$  peut être déduite de la fréquence, de la vitesse et du rayon des gouttes et est définie par l'expression suivante donnée par XU [XU, 2007]:

$$P_{goutte} = \frac{f m_{goutte} V_{goutte}}{\pi r_{goutte}^2} \quad (3)$$

Où  $m_{goutte}$  est la masse moyenne d'une gouttelette,  $V_{goutte}$  sa vitesse et  $r_{goutte}$  son rayon moyen. Nous considérons dans cette équation, qu'il n'y a pas d'étalement de la goutte au cours de sa collision avec le bain fondu. De plus, connaissant le rayon de la goutte, et la masse volumique du fil, on remonte facilement à sa masse :

$$m_{goutte} = \rho \frac{4\pi r_{goutte}^3}{3} \quad (4)$$

Les pressions des gouttes déduites de l'équation (3) varient de 1,5 à 7 kPa et de 1,5 à 12 kPa respectivement pour le procédé MAG et hybride (Figure 76c et Figure 77c). Ces pressions suivent les mêmes tendances que les fréquences et les vitesses des gouttes. En effet, la pression est dépendante de la vitesse d'apport de matière et est indépendante de la vitesse de soudage. Ces pressions sont en accord avec les travaux de Xu [XU 2007], qui prédit une pression des gouttes nulle à faible intensité (faible vitesse d'apport de matière) et allant jusqu'à 5 kPa pour les intensités élevées. Même en prenant en compte une augmentation du diamètre de l'impact dû à la diffusion locale de la goutte lors de l'impact, il semble que ces valeurs ne soient pas négligeables par rapport à la pression à l'arc que l'on déterminera au chapitre suivant portant sur la modélisation (cf. § 6.5). Par conséquent, l'impact des gouttelettes doit être pris en compte comme une contribution très locale. Cet impact induit un taux de pénétration localisé qui peut être observé pour des vitesses d'apport élevées, par une pénétration prononcée sur certaines macrographies qui induit une géométrie en palier (Figure 50p). On observe tout particulièrement une pénétration très concentrée en forme de doigt en pied de cordon. De plus, comme nous l'avons précisé précédemment, aucun creux dû à la pression des gouttes n'est visible au sein de la déformation de la surface.

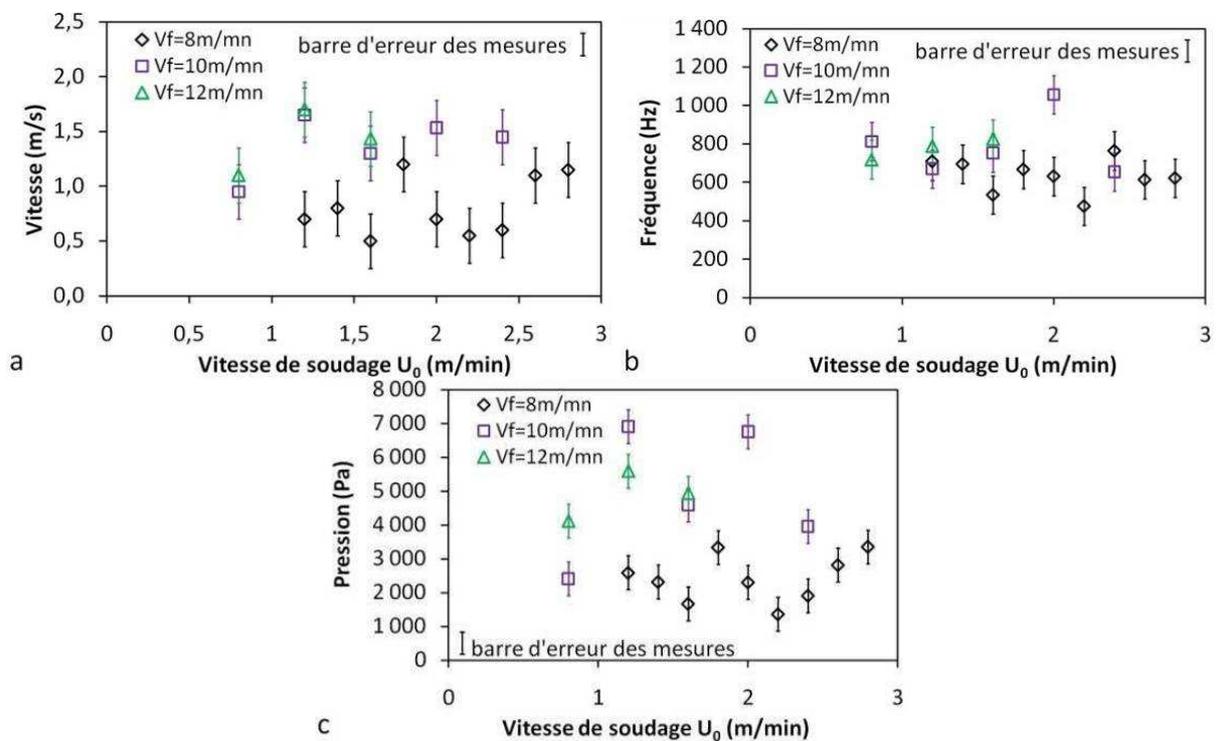


Figure 76 : Vitesse (a), fréquence de détachement (b) et pression (c) des gouttes mesurées sur les cordons de soudures ainsi que sur les films correspondants obtenues par procédé MAG en fonction de la vitesse de soudage pour différentes vitesses d'apport de matière

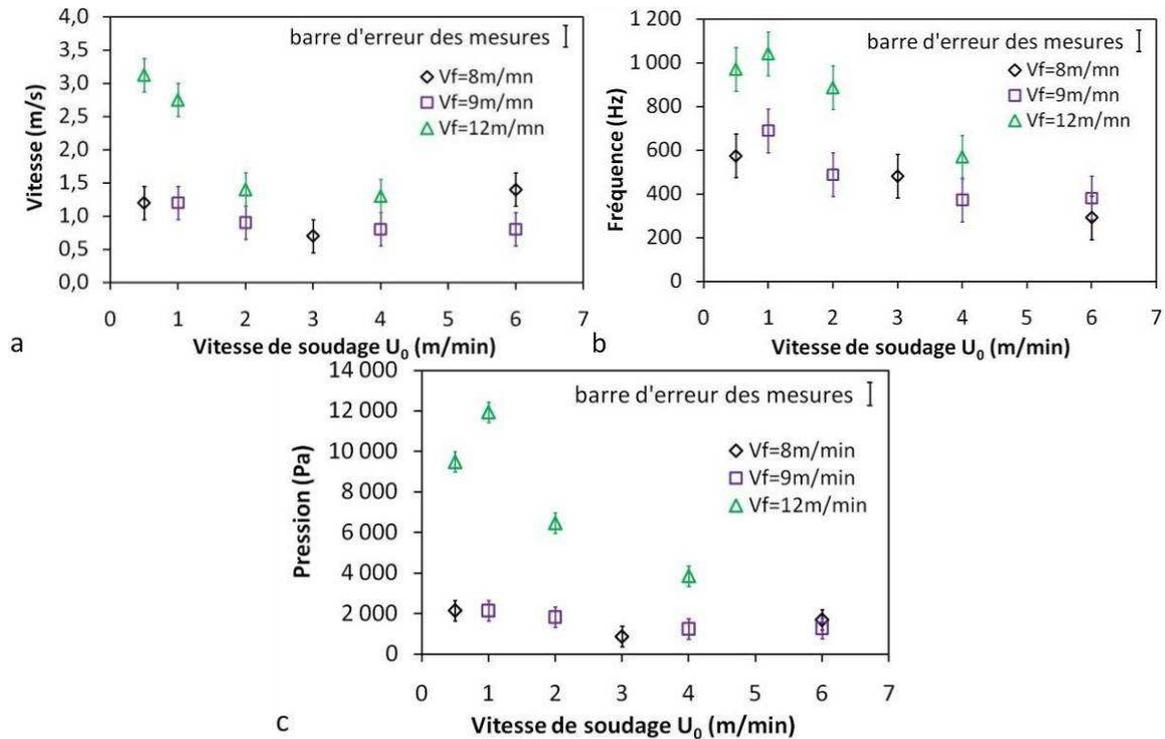


Figure 77: Vitesse (a), fréquence de détachement (b) et pression (c) des gouttes mesurées sur les films correspondants obtenus par procédé hybride laser/MAG en fonction de la vitesse de soudage pour différentes vitesses d'apport de matière

#### 4.2.4 Mesure de la vitesse en surface de bain fondu

À partir de films obtenus avec la caméra rapide, on peut voir que la surface du bain fondu a un écoulement hydrodynamique complexe. Pour estimer l'importance de la convection et la conduction au sein des flux de chaleur, il est nécessaire de déterminer des ordres de grandeur des vitesses du métal liquide. Ces estimations nous permettront de juger de la nécessité de prendre en compte, ou non, une description précise des champs de vitesse dans le bain liquide pour la simulation numérique. Afin d'estimer la vitesse de l'écoulement en surface du bain fondu, nous avons utilisé des traceurs que l'on a déposés en surface de l'échantillon avant d'effectuer un cordon de soudure. Le principe de cette expérience est décrit dans le chapitre précédent (cf. § 3.4.5)

Les Figure 79 et Figure 80 montrent des valeurs typiques de vitesses observées à la surface du centre du bain de fusion à l'arrière de l'arc. C'est à cette position que les vitesses en surface du bain de fusion semblent être maximales. A l'arrière de cette zone, les particules sont redirigées vers les bords du bain de fusion avec une structure similaire à un vortex, comme le montre les flèches de la Figure 78. Ce phénomène est observable pour les 2 procédés MAG et hybride laser/MAG. Les vitesses en surface du bain fondu varient de 0,3 à 1,2 m/s et de 0,4 à 1,1 m/s respectivement pour le soudage MAG et le soudage hybride laser/MAG. Ces vitesses sont exprimées dans le repère mobile lié à la matière, c'est-à-dire après correction de la vitesse de soudage. En effet, les films permettent d'estimer les vitesses des particules dans le repère fixe du laboratoire, auxquelles on doit soustraire la vitesse de

soudage pour exprimer ces vitesses dans le repère lié à la matière. Pour information, cette correction peut aller jusqu'à environ 0,07 m/s ce qui correspond à la vitesse de soudage maximale de 4 m/min. On peut voir que les vitesses des particules augmentent quand la vitesse d'apport de matière augmente. Il est plus difficile d'obtenir une influence de la vitesse de soudage. En effet, il semble que les vitesses des particules augmentent quand la vitesse de soudage augmente, mais cette tendance n'est pas visible pour tous les cas. Cette différence est peut-être due à un manque de précision des mesures.

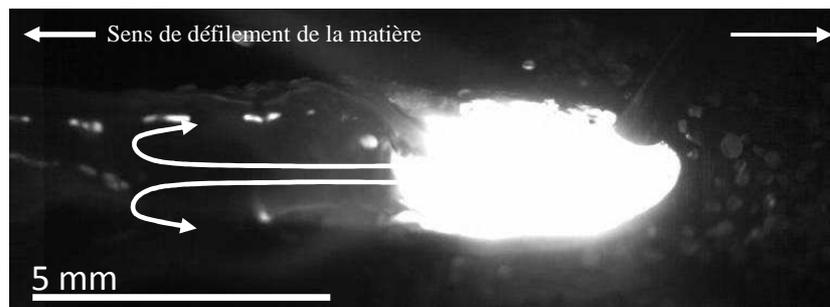


Figure 78 : Images extraites d'une séquence vidéo montrant le déplacement d'un traceur en cours de procédé MAG ( $U_0 = 2$  m/min,  $V_f = 9$  m/min)

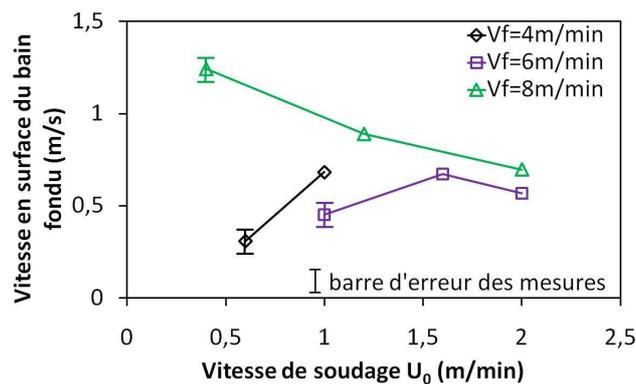


Figure 79 : Vitesses en surface au centre du bain fondu pour le procédé MAG en fonction de la vitesse de soudage pour différentes vitesses d'apport de matière

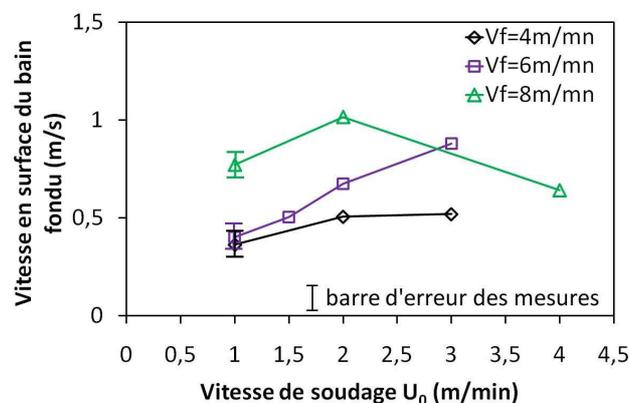


Figure 80 : Vitesses en surface au centre du bain fondu pour le procédé hybride laser/MAG en fonction de la vitesse de soudage pour différentes vitesses d'apport de matière

Le nombre de Péclet représente le rapport entre le transfert énergétique par convection et le transfert par conduction. Il est défini par :

$$Pe = \frac{V L \rho c_p}{\lambda} \quad (5)$$

Avec  $V$  est la vitesse de fluide,  $L$  la longueur caractéristique de l'écoulement (ici quelques millimètres),  $\rho$  la masse volumique,  $C_p$  la capacité thermique massique et  $\lambda$  la conductivité thermique du métal liquide. Dans notre configuration, ce nombre est estimé à 250-350 ( $V = 1 \text{ m/s}$ ,  $L = 2\text{-}3 \text{ mm}$ ,  $\rho = 7659 \text{ kg.m}^{-3}$ ,  $C_p = 625 \text{ J.kg}^{-1}.\text{K}^{-1}$  et  $\lambda = 37 \text{ W.m}^{-1}.\text{K}^{-1}$ ). Cela pourrait indiquer que le transfert convectif de l'énergie n'est pas négligeable par rapport au phénomène de conduction. Toutefois, ces vitesses sont mesurées à la surface du bain de fusion, ce qui surestime probablement la vitesse d'écoulement à l'intérieur du bain fondu. Par conséquent, même si ce type d'expérience n'est actuellement pas totalement concluant par rapport à une hypothèse d'un modèle purement thermique, dans un souci de simplicité, les simulations ne comprendront pas l'hydrodynamique.

### 4.3 Bilan de la base de données

De nombreuses données ont ainsi été collectées. Grâce à ces nombreuses mesures expérimentales, des expressions empiriques ont été obtenues pour différentes données de sortie tels que la largeur, la pénétration, la surépaisseur, la surface totale, la longueur ou encore la déformation de la surface. Pour rappel, la puissance d'arc est imposée par la vitesse d'apport de matière (Figure 81). En soudage MAG, à travers 90 essais en configuration tirée, ces paramètres dépendent uniquement de la puissance d'arc et de la vitesse de soudage. En soudage hybride laser/MAG, les données de sortie dépendent aussi de la puissance d'arc et de la vitesse de soudage mais également de la puissance laser et de la distance fil/faisceau. Néanmoins, dans nos essais la puissance laser est constante à 4 kW et la distance fil/faisceau maintenue à 2 mm. Ainsi, même en soudage hybride, les expressions empiriques dépendent uniquement de la vitesse de soudage et de la puissance d'arc à travers 70 essais en configuration tirée. Les Tableau 6 et Tableau 7 présentent les différentes expressions empiriques obtenues à l'aide de la fonction « polyfitn » du logiciel MATLAB® qui sont de la forme:

$$Y(U_0, P_{arc}) = a.U_0^3 + b.U_0^2.P_{arc} + c.U_0^2 + d.U_0.P_{arc}^2 + e.U_0.P_{arc} + f.U_0 + g.P_{arc}^3 + h.P_{arc}^2 + i.P_{arc} + j \quad (6)$$

Avec  $U_0$  en m/min et  $P_{arc}$  en kW. Pour certains paramètres, un polynôme du second ordre est suffisant, un polynôme d'ordre plus élevé n'apportant pas plus de précision. L'erreur moyenne est déterminée en calculant la valeur moyenne des écarts entre les valeurs déduites des polynômes et celles de tous les essais réalisés dans cette étude. Ces différentes expressions empiriques sont applicables au cas du soudage à plat avec un jeu inférieur à 200  $\mu\text{m}$  et pour un acier S355. Elles permettent de ne pas réaliser d'essais supplémentaires

pour obtenir les paramètres de sortie d'une configuration donnée de soudage dans les pages opératoires suivantes :

- vitesse de soudage  $U_0$  : de 0,4 à 4 m/min,
- puissance  $P_{arc}$  : de 2 à 11 kW

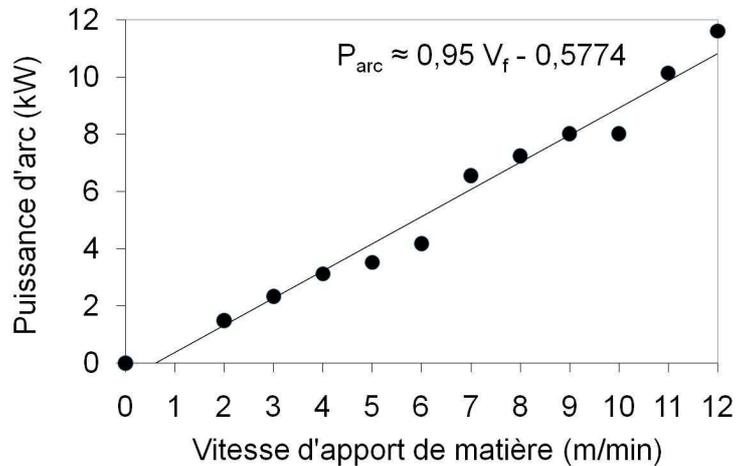


Figure 81 : Puissance d'arc en fonction de la vitesse d'apport de matière

MAG	$U_0^3$	$U_0^2 \cdot P_{arc}$	$U_0^2$	$U_0 \cdot P_{arc}^2$	$U_0 \cdot P_{arc}$	$U_0$	$P_{arc}^3$	$P_{arc}^2$	$P_{arc}$		Erreur (%)
Y ( $U_0, P_{arc}$ )	a	b	c	d	e	f	g	h	i	j	
Largeur (mm)	0	0	1,1874	0	-0,3727	3,7314	0	-0,0351	1,4874	4,2969	6
Pénétration (mm)	-0,4984	0,1605	2,0942	0,0143	-0,8422	-2,0658	-0,0039	0,0589	0,6669	0,8205	11
Surépaisseur (mm)	0	0	0,3229	0	-0,0195	-1,4786	0	0,0025	0,2275	2,3587	8
Surface totale (mm <sup>2</sup> )	-7,401	2,6536	27,662	0,0132	-10,078	-27,441	-0,009	0,2095	9,1649	7,3799	16
Déformation (mm)	0	0	0,0643	0	-0,0504	-0,5375	0	-0,0191	0,7246	-0,9738	20
Longueur (mm)	0	0	-0,7873	0	-0,3268	3,7585	0	-0,0691	3,6677	3,3902	8

Tableau 6 : Coefficients des polynômes d'ordre 3 donnant la largeur, la pénétration, la surépaisseur, la surface totale, la déformation de la surface et la longueur du bain de fusion en fonction de la vitesse de soudage et de la puissance d'arc en soudage MAG

Hybride laser/MAG	$U_0^3$	$U_0^2 \cdot P_{arc}$	$U_0^2$	$U_0 \cdot P_{arc}^2$	$U_0 \cdot P_{arc}$	$U_0$	$P_{arc}^3$	$P_{arc}^2$	$P_{arc}$		Erreur (%)
Y ( $U_0, P_{arc}$ )	a	b	c	d	e	f	g	h	i	j	
Largeur (mm)	-0,1566	0,0674	1,4603	0,0017	-0,5145	-4,229	-0,0024	-0,0102	1,406	5,3637	11
Pénétration (mm)	0	0	0,1417	0	-0,0778	-1,4527	0	-0,0079	0,5221	5,6529	7
Surépaisseur (mm)	-0,196	-0,0091	0,3095	-0,0032	0,0639	-1,4702	0,0044	-0,0591	0,3652	2,0686	12
Surface totale (mm <sup>2</sup> )	-1,193	0,4661	11,091	-0,0739	-2,8659	31,245	0,0254	-0,2089	6,928	27,373	24
Déformation (mm)	0	0	0,1258	0	-0,1014	-0,4701	0	0,0039	0,6278	-0,7174	24
Longueur (mm)	0	0	0,1952	0	-0,1284	-1,1091	0	-0,0661	3,6952	11,976	8

Tableau 7 : Coefficients des polynômes d'ordre 3 donnant la largeur, la pénétration, la surépaisseur, la surface totale, la déformation de la surface et la longueur du bain de fusion en fonction de la vitesse de soudage et de la puissance d'arc en soudage hybride laser/MAG

## 4.4 Conclusion

Une base de données des géométries de cordons et du bain fondu a été réalisée dans cette étude. De nombreux cordons de soudage MAG, laser, hybride laser/MAG ont été étudiés à travers plus de 250 configurations de soudage différentes. Pour chaque configuration, plusieurs lignes de fusion ont été réalisées afin d'obtenir une information différente à chaque fois :

- une visualisation large pour obtenir la longueur du bain fondu,
- un champ réduit pour cibler uniquement l'observation de l'arc et de la déformation de la surface,
- une visualisation spécifique avec des traceurs en surface afin d'obtenir les vitesses en surface du bain fondu,
- un cordon avec un traceur interne au matériau afin d'obtenir la géométrie macrographique dans le sens longitudinale du bain de fusion.

Les données obtenues à partir de l'observation à la caméra rapide ont permis de déterminer le comportement du détachement des gouttes ainsi que l'interaction arc/laser, laser/matière et arc/matière.

Cette étude met aussi en évidence la complexité du procédé hybride laser/MAG qui met en jeu de nombreux paramètres opératoires. Il ne suffit pas d'avoir une très bonne connaissance des procédés MAG et laser seuls. Mais, il faut avoir une approche complète du procédé hybride à part entière.

Les mesures de fréquence et de vitesse de détachement des gouttes ont permis d'éclaircir les données que l'on peut retrouver dans la littérature (cf. § 2.3.4.4). La longueur du bain fondu et les coupes longitudinales avec les traceurs permettront de valider le modèle numérique développé en terme de géométrie. La mesure de la déformation de la surface est une donnée importante pour la simulation. En effet, le dépôt d'énergie se fait sur une surface fortement déformée, ce qui est rarement pris en compte dans les modèles présentés dans la littérature qui font généralement l'hypothèse d'une surface plane (cf. § 2.3.5 et 2.5.3). Cette donnée nous permettra à l'aide de la simulation numérique d'estimer la pression d'arc responsable de la déformation en procédé MAG dont aucune information n'a été trouvée dans la littérature (cf. §2.3.4.2). Les mesures de vitesse en surface du bain fondu montre que l'écoulement du bain de fusion en soudage MAG et hybride est très complexe. Néanmoins, elle n'est pas forcément représentative de l'écoulement interne du bain fondu.

A travers les mesures par caméra rapide de longueur de bain de fusion et de déformation maximale du bain de fusion, il a été montré que les valeurs obtenues sont proches des mesures directes sur les cordons de soudure malgré une sous-estimation de ces dernières. Ainsi, si on ne dispose pas de caméra rapide, les valeurs mesurées sur les cordons peuvent être utilisées avec un léger facteur de correction.

Cette base de données a permis d'obtenir des expressions analytiques des données de sorties (largeur, pénétration, surépaisseur, surface, déformation et longueur) en fonction des données d'entrée (puissance d'arc et vitesse de soudage). Ces expressions permettront d'éviter de réaliser des essais pour déterminer les caractéristiques du cordon de soudure.

Ainsi, cette base de données va permettre de valider au mieux le modèle numérique présenté dans le chapitre suivant. Cependant, toutes les configurations présentées dans ce chapitre ne seront pas étudiées dans le cadre de la simulation numérique.



## 5. Modélisation tridimensionnelle thermique des procédés de soudage

Une modélisation numérique thermique tridimensionnelle a été développée pour les procédés de soudage MAG, laser et hybride laser/MAG. Ces modèles sont capables de prédire la géométrie 3D du bain de fusion avec une prise en compte de la déformation de la surface du bain fondu induite par la pression de l'arc ainsi que l'apport de matière lors des procédés de soudage MAG et hybride. Le calcul de la déformation du bain de fusion est nécessaire pour définir avec précision l'endroit où l'énergie de l'arc est déposée en surface du bain liquide. Pour le développement de ces modèles, nous avons utilisé le logiciel évolutif COMSOL Multiphysics<sup>®</sup> version 3.5. Ce logiciel dispose d'un environnement interactif pour la modélisation d'applications industrielles et scientifiques basées sur la résolution des Equations aux Dérivées Partielles (EDP). Ces équations fondamentales permettent de décrire différents problèmes multiphysiques couplés. Ce logiciel va nous permettre de simuler les transferts de chaleur induits par une ligne de fusion, et de prédire la déformation de la surface libre résultant des forces de pression et de l'apport de matière. Les résultats calculés par ce logiciel seront comparés et ajustés aux résultats expérimentaux présentés au chapitre précédent (cf. § 4), notamment ceux concernant les formes tridimensionnelles de cordons et les mesures de déformation de la surface du bain liquide. Ce code permettra par la suite de mieux comprendre les interactions en jeu (capillaire, conduction thermique et hydrodynamique induite) dans le cas de soudage MAG, laser et hybride laser/MAG.

Dans le cadre du projet HYPROSOUND, l'objectif de ces modèles thermiques est de pouvoir prédire les transformations métallurgiques induites par le procédé de soudage hybride laser/MAG ainsi que les contraintes et déformations résiduelles. Ce travail sera effectué par l'Institut de Soudure également impliqué dans ce projet.

Ce chapitre présente dans un premier temps les 3 modèles numériques développés pour le soudage MAG, laser et hybride laser/MAG. Ensuite, une partie est consacrée à l'ensemble des résultats obtenus avec ces modèles. Pour finir, une conclusion résumera l'intérêt et les limites des modèles développés.

### 5.1 Modélisation du soudage MIG-MAG

Au cours du soudage MAG, un arc électrique se crée entre l'électrode (le fil d'apport de matière) et la pièce à souder. Le bain de métal fondu qui en résulte a une morphologie (volume fondu, pénétration et largeur) conditionnée par de nombreux paramètres que nous pouvons regrouper en deux catégories :

- Les paramètres liés à l'énergie incidente, à savoir :
  - La répartition spatiale de l'énergie dans l'arc : il est important de bien connaître cette répartition mais celle-ci est difficile à déterminer expérimentalement ou par voie numérique.

- La pression d'arc : elle joue un rôle important sur la forme du bain fondu. Lors du soudage, la surface libre du bain, en contact avec l'atmosphère protectrice gazeuse subit les actions combinées de l'arc et du gaz. Comme décrit précédemment, ces pressions peuvent entraîner une déformation de la surface du bain liquide importante, notamment pour des intensités élevées (cf. § 4.2.2).
- Le rendement d'arc : seule une partie de l'énergie totale émise participe effectivement à la fusion du métal. Le reste est perdu par convection et rayonnement.
- L'apport de matière : l'impact des gouttes entraîne une modification de la déformation de la surface soit une modification de la répartition de l'énergie.
- Les paramètres agissant sur la convection du métal liquide: le bain de fusion créé lors du soudage à l'arc est le siège de processus thermophysiques très complexes mettant en jeu des phénomènes thermiques, convectifs, chimiques et électromagnétiques interdépendants. Ces mouvements de convection du métal liquide influencent de façon importante les transferts de chaleur et la forme du cordon. La convection du métal liquide dans le bain fondu résulte de plusieurs phénomènes, qui n'ont pas tous la même importance :
  - Les forces de Flottabilité : liée au phénomène de convection naturelle, elle est souvent négligeable en soudage.
  - Les forces de Lorentz : ce sont des forces d'origine électromagnétique qui résulte de la circulation du courant de soudage dans le bain liquide et du champ induit par cette circulation. Elles sont d'autant plus importantes que les intensités sont élevées et ont tendance à creuser le bain.
  - Les forces thermocapillaires (ou effet Marangoni) : elles sont liées aux gradients de température et de concentration de solutés à la surface du bain liquide. Le signe du coefficient de thermodépendance de la tension de surface contrôle la largeur de bain et la pénétration.
  - L'apport de matière entraîne un apport énergétique supplémentaire à travers le bain de fusion ce qui engendre une modification des gradients de température, ainsi une modification des mouvements de convection à l'intérieur du bain de fusion.

L'ensemble de ces phénomènes physiques ayant lieu au sein du bain liquide et de l'arc, peut entraîner au final une grande variabilité de la forme du front de fusion et de la répartition des transferts thermiques dans la partie liquide et solide. La prise en compte de ces phénomènes à travers des modèles numériques nécessite la résolution des équations couplées de conservation de la masse, de la quantité de mouvement, de l'énergie et des équations électromagnétiques à la fois dans le bain liquide et le plasma. Ces modèles doivent de plus traiter la fusion de l'électrode et la déformation de l'interface liquide-gaz induite par les effets de pression, des écoulements de fluide ainsi que de la chute des gouttes. Malgré les progrès incessants des moyens de calcul, de tels modèles induisent des temps de calcul relativement longs, comme nous l'avons signalé dans la partie bibliographique à travers les travaux de Xu [Xu 2009]. Celui-ci a présenté un des modèles les plus complets pour le cas du soudage MIG-MAG. Néanmoins, l'objectif de notre étude est de développer un modèle simple pouvant être

résolu sur un ordinateur de bureau avec des temps de calcul raisonnables et permettant d'étudier une large gamme de paramètres opératoires. Un modèle tridimensionnel de conduction de la chaleur a donc été développé pour simuler le procédé de soudage à l'arc avec une prise en compte de la déformation de la surface du bain fondu induite par la pression de l'arc ainsi que l'apport de matière lors des procédés de soudage MAG. Le profil de la surface du bain de fusion est calculé en utilisant une minimisation de l'énergie statique. L'équation de conservation de l'énergie est alors résolue dans cette géométrie déformée. La source de chaleur lors de la modélisation de ces processus est appliquée sur la surface déformée du bain fondu. Notre objectif est de définir un outil numérique d'utilisation aisée et assez précis pour déterminer la géométrie du cordon et les cycles thermiques.

### 5.1.1 Formulation du problème

Les films réalisés à l'aide de la caméra rapide dans le cas du soudage MAG ont permis de mettre en évidence la déformation de la surface du bain liquide sous l'arc ainsi que le bourrelet arrière formé par l'apport de matière. Le champ de température doit donc être calculé sur une géométrie déformée rendant compte de la déformation de la surface libre du bain fondu. Cette déformation résulte d'un équilibre entre les différentes pressions en jeu : pression d'arc, de l'impact des gouttelettes, de la pression hydrostatique et des tensions de surface. Ushio et Wu ont utilisé une méthode variationnelle pour déterminer cette déformation [USHIO 1997]. Cette méthode variationnelle minimise l'énergie totale du bain liquide, avec une contrainte supplémentaire liée au bourrelet dont la section solidifiée doit être en accord avec la quantité de matière apportée par le fil. L'énergie totale du bain liquide inclut l'énergie de surface, l'énergie potentielle de pesanteur et le travail exercé par la pression d'arc et d'impact des gouttelettes. Les principales hypothèses de ce modèle sont les suivantes:

- Régime quasi-stationnaire: l'équation de la chaleur est écrite dans un système de coordonnées mobile dont l'origine se déplace à la même vitesse que la source de chaleur. Ce changement de variables a pour avantage d'éliminer la variable de temps et donc de réduire les temps de calcul. Cette hypothèse très classique en simulation du soudage est basée sur nos observations réalisées à l'aide de caméra rapide qui montrent que la forme du bain liquide en surface reste stable, malgré les fluctuations observées au niveau du bain liquide lors de la chute des gouttes. Nous avons également vérifié que les largeurs et pénétrations des cordons de soudure sont constantes le long de la ligne de fusion, en dehors du début et de la fin de cordon, qui ne seront pas traités ici.
- Les propriétés des matériaux dépendent de la température et sont issues de OTUA [OTUA] (cf. § 3.2.1). Le fil d'apport de matière est supposé avoir les mêmes propriétés que l'acier S355. L'influence des propriétés thermophysiques a été étudiée en Annexe 1. Une comparaison des propriétés constantes selon la phase liquide ou solide ou fonction de la température a été réalisée. Les propriétés thermophysiques fonction de la température sont difficiles à obtenir dans la phase liquide et il n'existe pas de données précises concernant l'acier S355. Ainsi, les valeurs des propriétés thermophysiques de la phase liquide ont été supposées constantes et égales à la dernière valeur connue ici à 1000 °C (cf. § 3.2.1).

- La chaleur latente de fusion est prise en compte en utilisant la méthode de la chaleur spécifique équivalente décrite ci-dessous [BONACINA 1973]:

$$c_p^{eq} = c_p + D.L_f \quad (7)$$

Avec  $L_f$  l'enthalpie latente de fusion ( $J.kg^{-1}$ ) et  $D$  une fonction pour laquelle on choisira une impulsion gaussienne normale d'intégrale unité, définie comme ci-dessous:

$$D = \frac{e^{-\frac{(T-T_f)^2}{\Delta T^2}}}{\sqrt{\pi} \Delta T^2} \text{ avec } \Delta T = T_l - T_s \quad (8)$$

A noter que nous avons également testé une méthode enthalpique, méthode très utilisée pour prendre en compte le changement de phase. Nous avons obtenu des résultats similaires, avec cependant des temps de calcul un peu plus importants pour la méthode enthalpique.

- La mécanique des fluides dans le bain de fusion n'est pas envisagée, de façon à réduire les temps de calcul. La conductivité thermique de la phase liquide sera néanmoins augmentée artificiellement pour tenir compte des effets du transfert de chaleur par convection dans le bain de fusion. Cette technique, bien que très approximative, est utilisée couramment dans les modèles purement conductifs. Elle permet, d'une part, d'homogénéiser le champ de température dans le bain liquide et d'autre part, de modifier les formes de bain. Il est ainsi possible d'allonger artificiellement le bain de fusion dans une direction donnée en choisissant une conductivité anisotrope (qui sera plus grande dans la direction choisie). Cette méthode a cependant ses limites, comme l'a souligné Hamide [HAMIDE 2008]. Il a comparé des modèles thermohydrauliques avec des modèles de conduction pure utilisant ou non une conductivité modifiée pour le cas du soudage.
- Les phénomènes métallurgiques ne sont pas pris en considération. Les transformations métallurgiques s'accompagnent d'une modification des propriétés thermophysiques du matériau qui les subit ainsi que d'une production ou d'une absorption d'énergie (chaleur latente de transformation). Les valeurs de la chaleur latente de changement de phase métallurgique sont généralement faibles par rapport à la chaleur latente de fusion (solide-liquide) et peuvent donc être négligées. Nous avons cependant pris en compte des propriétés thermophysiques dépendantes de la température. Ainsi, pour les températures supérieures à Ac3 (Température limite supérieure d'existence de la ferrite au chauffage, 1140 K pour l'acier S355), les propriétés correspondent à celle de la phase austénitique.
- La surface du bain de fusion est supposée être dans un état d'équilibre statique par rapport à la pression de l'arc, de la gravité et de la tension de surface. L'effet de l'écoulement du fluide induit par les phénomènes Marangoni ou par les forces électromagnétiques est ignoré.
- Une distribution gaussienne a été choisie pour décrire à la fois la pression d'arc et celles des gouttelettes. D'après nos observations avec la caméra rapide, on constate que l'impact des gouttelettes est très localisé. On n'observe pas localement de discontinuité

dans la déformation de la surface induite par la pression des gouttes. Au vu de l'impact très local de la pression des gouttes que nous avons décrit précédemment, la pression des gouttes peut être globalisée avec la pression d'arc. Cette hypothèse a largement été utilisée dans la littérature [KIM 2003, KUMAR 2004-a, ZHANG 2004-a].

- Un flux de chaleur surfacique de distribution gaussienne a été choisi pour décrire l'énergie de l'arc. Cette distribution est largement utilisée dans la littérature [USHIO 1997, KIM 2003, ZHANG 2004-a, KUMAR 2004-b, CAO 2004, KUMAR 2007]. Néanmoins, Xu a mis en évidence dans des articles plus récents que la distribution de chaleur est loin d'être symétrique [XU 2009]. Il calcule directement les phénomènes physiques à l'intérieur du plasma et montre que les distributions de pression d'arc et d'énergie ne sont pas gaussiennes. En effet, la distribution est modifiée par l'effet du détachement des gouttes. Il précise que la distribution n'est donc pas constante en fonction du temps. Pour des raisons de simplification, une distribution gaussienne pour le dépôt de puissance surfacique a cependant été choisie car la description du plasma et de l'interaction des gouttelettes avec le bain liquide n'est pas prise en compte dans cette étude. L'énergie provenant de l'arc et des gouttelettes est globalisée à travers un seul terme afin de limiter le nombre de paramètres. On peut signaler cependant qu'il existe dans la littérature des travaux qui prennent en compte l'énergie des gouttes à travers un terme spécifique [KIM 2003, KUMAR 2004-b]. Néanmoins, cela introduit des paramètres inconnus supplémentaires.
- La géométrie du cordon de soudure est supposée symétrique par rapport à l'axe de la soudure. Ainsi, nous ne modélisons que la moitié de la pièce.
- Le modèle est validé à l'aide de résultats expérimentaux issus de lignes de fusion. Ces résultats sont cependant transposables aux assemblages ayant des jeux inférieurs à 200  $\mu\text{m}$ , comme nous l'avons montré dans le chapitre précédent (cf. 4.1.1.4).

### 5.1.2 Equation de conservation de l'énergie

L'équation de conservation de l'énergie s'écrit généralement sous la forme:

$$\rho c_p \frac{\partial T}{\partial t} = -\text{div}(\vec{\varphi}) + Q \quad (9)$$

Où  $\rho$  est la masse volumique,  $c_p$  la capacité thermique massique,  $T$  la température.  $\vec{\varphi}$  représente la densité de flux de chaleur par diffusion et s'exprime d'après la loi de Fourier :

$$\vec{\varphi} = -\lambda \overrightarrow{\text{grad}}(T) \quad (10)$$

Le dernier terme  $Q$  représente la densité volumique de puissance ( $\text{W.m}^{-3}$ ), c'est-à-dire les apports internes de chaleur. Dans notre cas, ce dernier terme est supposé nul, puisque l'énergie provenant de l'arc et des gouttelettes est modélisée par une source surfacique et que les phénomènes de dissipation visqueuse sont négligés, comme il est courant en simulation du soudage. Comme précisé dans les hypothèses, la capacité thermique massique est remplacée par une capacité équivalente  $c_{eq}^p$  pour prendre en compte la chaleur latente de fusion et la

conductivité thermique est modifiée pour tenir compte des effets de la convection et sera notée  $\lambda_{eq}$ .

L'équation de conservation de l'énergie est exprimée à l'aide d'un système de coordonnées cartésiennes. En raison du plan de symétrie, nous ne modélisons que la moitié de la pièce (Figure 82). En réécrivant l'équation ( 9) dans le repère mobile lié à la source de chaleur, on obtient :

$$\rho c_p^{eq} U_0 \frac{\partial T}{\partial x} = \frac{\partial}{\partial x} \left( \lambda_{eq} \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left( \lambda_{eq} \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left( \lambda_{eq} \frac{\partial T}{\partial z} \right) \quad (11)$$

Où  $\rho$  est la masse volumique,  $c_p^{eq}$  est la capacité thermique spécifique équivalente,  $\lambda_{eq}$  est la conductivité thermique équivalente,  $U_0$  est la vitesse de la source de chaleur se déplaçant le long de l'axe  $x$ ,  $T$  est la température et  $x$ ,  $y$  et  $z$  représentent les coordonnées dans le repère mobile.

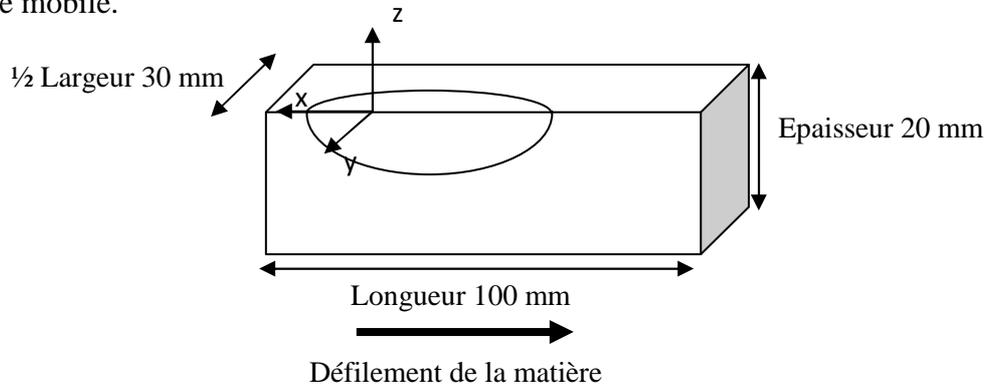


Figure 82 : Géométrie utilisée pour la modélisation 3D

### 5.1.3 Conditions aux limites

Une des principales difficultés dans la simulation numérique des procédés de soudage réside dans le choix de la fonction représentant la source de chaleur et des paramètres associés, car ils ne sont pas directement mesurables. Dans cette étude, ces paramètres sont calibrés à l'aide de nombreuses données expérimentales issues des observations vidéo et des macrographies. La source de chaleur de l'arc est supposée avoir une distribution gaussienne et est appliquée sur la surface déformée de la pièce (Figure 83). En tenant compte des pertes par convection et rayonnement, la condition à la limite appliquée sur la surface supérieure de la pièce est exprimée comme suit:

$$\Phi_{surface} = \Phi_{source} - \Phi_{convection} - \Phi_{rayonnement} \quad (12)$$

$$\lambda_{eq} \nabla T \cdot \vec{n} = \frac{\eta U I}{2 \pi r_q^2} \exp\left(-\frac{x^2 + y^2}{2 r_q^2}\right) - \varepsilon \sigma (T^4 - T_0^4) - h (T - T_0) \quad (13)$$

Où  $\vec{n}$  est le vecteur normal unitaire extérieur à la surface supérieure,  $\eta$  est le rendement de l'arc électrique,  $U$  est la tension de soudage,  $I$  est le courant de soudage,  $r_q$  est le

rayon de distribution de chaleur,  $\varepsilon$  est l'émissivité,  $\sigma$  est la constante de Stefan-Boltzmann,  $T_0$  est la température ambiante et  $h$  le coefficient de transfert de chaleur par convection. Les deuxième et troisième termes représentent les pertes de chaleur par rayonnement et par convection. L'émissivité est difficile à évaluer pour la phase liquide. Le coefficient de transfert de chaleur par convection est lui aussi difficile à estimer dans la configuration de soudage au vu des vitesses de déplacement et des gaz de protection. Le choix des valeurs de l'émissivité et du coefficient de transfert de chaleur par convection a donc été fait à partir des données issues de la littérature. Les différents travaux présentaient des valeurs d'émissivité allant de 0,4 à 0,9 et de coefficient de transfert de chaleur par convection allant de 15 à 80  $\text{W.m}^{-2}.\text{K}^{-1}$  [WANG 2001, GERY 2005, HU 2008]. Les pertes par convection et par rayonnement sont très faibles par rapport au flux de chaleur apportée et n'entraînent qu'une faible modification de la géométrie du cordon (Figure 121). Ainsi, une valeur de 0,5 a été utilisée pour l'émissivité et une valeur de 15  $\text{W.m}^{-2}.\text{K}^{-1}$  pour le coefficient de transfert de chaleur par convection.

Sur le plan de symétrie ( $y = 0$ ), une condition d'isolation thermique est appliquée (Figure 83):

$$\frac{\partial T}{\partial y} = 0 \quad (14)$$

Sur la face avant, on impose une température égale à la température ambiante ( $T_{amb} = 300 \text{ K}$ ) et sur la face arrière, on impose un flux convectif (Figure 83):

$$\lambda_{eq} \nabla T \cdot \vec{n} = -\rho c_p^{eq} (T - T_0) \vec{U}_0 \cdot \vec{n} \quad (15)$$

Pour toutes les autres surfaces, on impose des pertes par convection et rayonnement (Figure 83):

$$\lambda_{eq} \nabla T \cdot \vec{n} = -\varepsilon \sigma (T^4 - T_0^4) - h(T - T_0) \quad (16)$$

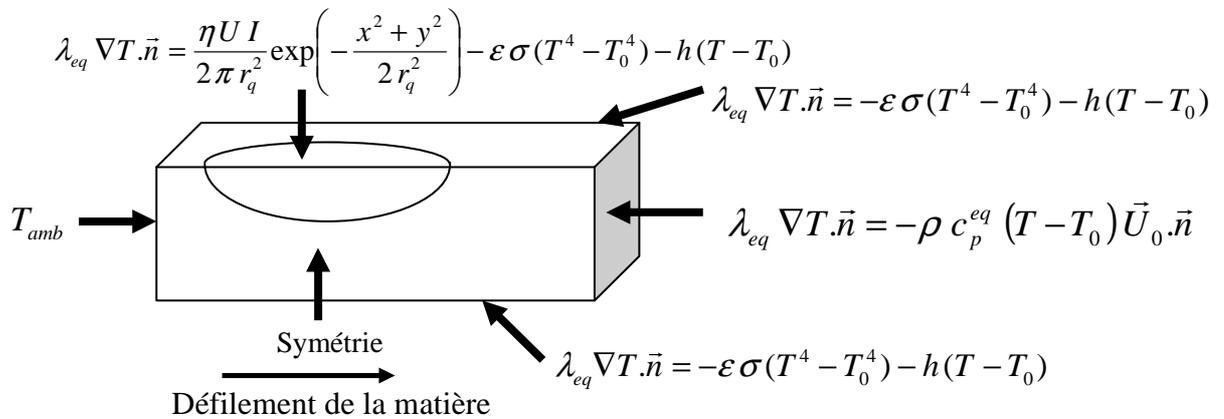


Figure 83 : Bilan des conditions aux limites

### 5.1.4 Déformation de la surface du bain liquide

Selon le courant et la tension imposés, la surface du bain de fusion peut présenter des déformations importantes sous l'arc suivi par un bombé dû à l'apport de matière. Dans ce cas, la surface du bain fondu a une forme qui doit satisfaire, à l'état stationnaire, une condition d'équilibre entre la tension de surface, la pression hydrostatique et la pression d'arc. Pour établir le modèle, nous nous sommes basés sur les travaux de Ushio et Wu qui ont déjà proposé une solution de ce problème pour prédire la géométrie de la déformation de la surface du bain dans le cas du soudage MAG [USHIO 1997]. Ce travail est basé sur une approche variationnelle qui consiste à minimiser l'énergie totale du bain de fusion, avec la contrainte que le bain de fusion a un volume constant défini par le débit massique d'apport de matière. L'énergie du bain de fusion prend en compte la variation de l'énergie en surface avec le changement de l'aire correspondant, l'énergie potentielle due à la pesanteur et le travail effectué par la pression d'arc à la surface. Nous avons adapté cette approche pour prédire la déformation de la surface du bain de fusion en soudage MAG en utilisant le logiciel Comsol Multiphysics<sup>®</sup>. L'énergie totale peut donc être exprimée comme suit:

$$E_t = \iint_s \left( \gamma \left( \sqrt{1 + \phi_x^2 + \phi_y^2} - 1 \right) + \frac{1}{2} \rho_l g \phi^2 - P_{arc} \phi \right) dx dy = \iint_s F dx dy \quad (17)$$

Où  $s$  désigne la surface supérieure de la pièce,  $\gamma$  est la tension de surface du métal en fusion,  $\rho_l$  est la masse volumique du métal liquide et  $P_{arc}$  est la pression d'arc.  $\phi$  représente la fonction de l'espace donnant la position selon l'axe  $z$  de la surface du bain liquide par rapport au plan de référence. Les indices  $x$  et  $y$  désignent les dérivées par rapport à  $x$  et  $y$ . La contrainte sur la conservation de la matière apportée s'écrit, en supposant que les masses volumiques du métal d'apport et du bain de fusion sont identiques :

$$\iint_s -\phi dx dy = \iint_s G dx dy = \Delta V_d \quad (18)$$

Où  $\Delta V_d$  représente le volume supplémentaire dû à l'apport de matière en soudage MAG. Si l'on applique le critère d'Euler-Lagrange [JOST 1998] :

$$\frac{\partial}{\partial \phi} (F + \alpha G) - \frac{\partial}{\partial x} \left[ \frac{\partial}{\partial \phi_x} (F + \alpha G) \right] - \frac{\partial}{\partial y} \left[ \frac{\partial}{\partial \phi_y} (F + \alpha G) \right] = 0 \quad (19)$$

Où  $\alpha$  est le multiplicateur de Lagrange.

On en déduit alors:

$$\frac{\partial}{\partial \phi} (F + \alpha G) = \rho g \phi - P_{arc} - \alpha \quad (20)$$

Et

$$\frac{\partial}{\partial \phi_x}(F + \alpha G) = \gamma \frac{\phi_x}{\sqrt{1 + \phi_x^2 + \phi_y^2}} \quad (21)$$

Et

$$\frac{\partial}{\partial \phi_y}(F + \alpha G) = \gamma \frac{\phi_y}{\sqrt{1 + \phi_x^2 + \phi_y^2}} \quad (22)$$

En substituant les équations ( 20), ( 21) et ( 22) dans l'équation ( 19), il s'ensuit:

$$-\frac{\partial}{\partial x} \left( \gamma \frac{\phi_x}{\sqrt{1 + \phi_x^2 + \phi_y^2}} \right) - \frac{\partial}{\partial y} \left( \gamma \frac{\phi_y}{\sqrt{1 + \phi_x^2 + \phi_y^2}} \right) + \rho g \phi = P_{arc} + \alpha \quad (23)$$

Contrairement à Ushio, nous ne développerons pas plus cette équation pour garder une forme plus facile à implémenter dans le logiciel utilisé [USHIO 1997].

Une distribution Gaussienne est utilisée pour définir la pression d'arc :

$$P_{arc} = P_{max} \exp\left(-\frac{x^2 + y^2}{2\sigma_p^2}\right) \quad (24)$$

Où  $P_{max}$  est la pression maximale de l'arc et  $\sigma_p$  le paramètre de distribution de la pression d'arc. En l'absence de données disponibles dans la littérature pour le procédé de soudage MAG, les valeurs de  $P_{max}$  et  $\sigma_p$  ont été calibrées sur la déformation observée à la surface du bain fondu. Les conditions aux limites associées à l'équation ( 23) sont les suivantes :

- A l'avant du bain de fusion

$$\phi = z_0 \quad (25)$$

Où  $z_0$  représente la cote de la surface supérieure de la pièce.

- A l'arrière du bain de fusion

$$\frac{\partial \phi}{\partial x} = 0 \quad (26)$$

### 5.1.5 Implémentation du modèle dans le logiciel Comsol Multiphysics®

Le modèle présenté ici a été développé à l'aide du logiciel Comsol Multiphysics®. Une caractéristique intéressante de ce logiciel est sa capacité à résoudre des équations couplées en

présence d'interfaces mobiles. La méthode proposée pour le suivi des interfaces mobiles est la méthode ALE (Arbitrary-Lagrangian Eulerian).

Pour modéliser des procédés de mise en forme, il y a généralement deux approches qui sont utilisées pour décrire l'évolution du maillage : l'approche lagrangienne et l'approche eulérienne. Dans une formulation lagrangienne, le maillage évolue et se déplace en suivant les déformations de la matière (Figure 84a). La vitesse de maillage est égale à celle de la matière. La représentation de l'évolution des surfaces libres est précise et le suivi des variables d'histoire du matériau immédiat. Toutefois, le maillage subit les mêmes déformations que la matière. La qualité des éléments se dégrade progressivement, finissant par nécessiter un remaillage et donc un transport des informations d'un maillage sur l'autre. Cela peut devenir coûteux en temps de calcul pour simuler des grandes déformations.

Dans une formulation eulérienne, le maillage reste fixe et voit passer la matière (Figure 84b). La vitesse de maillage est donc nulle. La précision du calcul n'est pas altérée au cours du temps puisque la qualité des éléments reste constante. De grandes distorsions matérielles peuvent être modélisées, sans utiliser de remaillage. L'inconvénient d'une formulation eulérienne est qu'il faut résoudre des équations de transport à chaque instant avec des méthodes d'autant plus perfectionnées que la vitesse convective est importante. Enfin, le maillage fixe définit un volume de contrôle invariable au cours du temps. Lorsque les frontières du corps étudié évoluent au cours du temps, elles ne coïncident généralement pas avec le bord d'un élément. Il en résulte des difficultés à suivre précisément les frontières matérielles. Des procédures spécifiques ont dû être mises en place pour suivre l'évolution de la surface libre (par exemple : la méthode level-set).

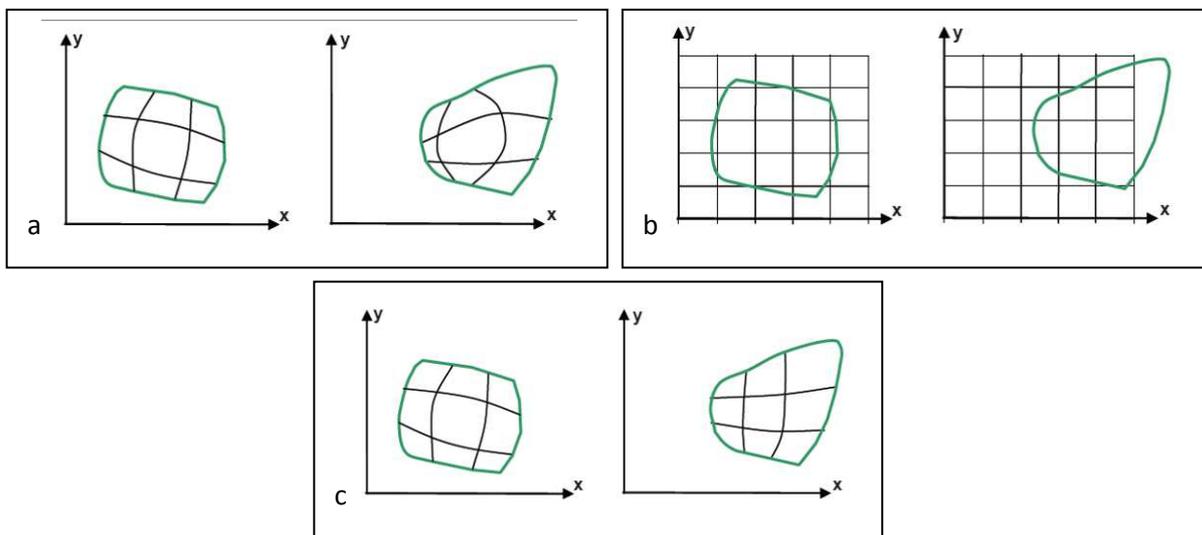


Figure 84 : Représentation des formulations lagrangienne (a), eulérienne (b) et ALE (c) à deux instants successifs [PHILIPPE 2009]

Les formulations lagrangienne et eulérienne présentent chacune des faiblesses. La méthode Arbitrairement Lagrangienne Eulérienne (ALE) a été développée afin de combiner les avantages de ces deux formulations. Le maillage a une vitesse arbitrairement définie,

différente de celle de la matière (Figure 84c). Il est ainsi possible de modéliser les grandes déformations de matière rencontrées dans les procédés de mise en forme des matériaux, tout en conservant une meilleure qualité du maillage qu'en lagrangien pur, et d'obtenir un suivi plus précis de la frontière du domaine qu'en eulérien pur. La vitesse de maillage est déterminée de façon à minimiser les déformations du maillage, et donc à ralentir la dégénérescence des éléments au cours de la simulation [PHILIPPE 2009].

Nous avons utilisé ici le mode ALE proposé par le logiciel pour construire facilement la géométrie 3D de la pièce. Le principe retenu est de créer un parallélépipède dont les nœuds de la surface supérieure sont déplacés selon le profil de la surface du bain liquide. L'équation de la chaleur est alors résolue dans cette géométrie déformée. Le modèle complet est donc constitué d'un modèle 2D pour déterminer le profil de la surface du bain en résolvant l'équation ( 23) et d'un modèle 3D de conduction thermique qui permet de résoudre l'équation ( 11) dans la géométrie 3D construite à partir du mode ALE. Pour résoudre l'équation ( 23) dans COMSOL Multiphysics<sup>®</sup>, nous avons choisi de faire une analogie avec l'équation 2D de Helmholtz qui a pour expression générale:

$$-\nabla.(c \nabla u) + a u = f \quad (27)$$

Où  $u$  représente la variable inconnue et égale à  $\phi$  dans notre cas. En comparant les équations ( 23) et ( 27), on identifie les coefficients:

$$c = \frac{\gamma}{\sqrt{1 + \phi_x^2 + \phi_y^2}} \quad (28)$$

$$a = \rho g \quad (29)$$

$$f = P_{arc} + \alpha \quad (30)$$

La valeur du multiplicateur de Lagrange  $\alpha$  est automatiquement calculée en résolvant les équations ( 27) et ( 31). En effet, avec Comsol Multiphysics<sup>®</sup>, il est facile d'ajouter une contrainte globale dans un modèle. Dans notre problème, le multiplicateur de Lagrange est associé à la contrainte liée à la conservation de la masse (18) qui est exprimée comme suit:

$$\int (z_0 - \phi_s) dy - \frac{\pi r_f^2 V_f}{U_0} = 0 \quad (31)$$

Où  $\phi_s$  représente le profil de la surface solidifiée,  $z_0$  la cote de la surface supérieure de la pièce,  $r_f$  et  $V_f$  le rayon et la vitesse de défilement du fil d'apport et  $U_0$  la vitesse de soudage.

Après avoir résolu le problème de la déformation de la surface du bain, un volume 3D est créé dans lequel la surface supérieure coïncide avec le profil déformé. Cette étape, comme précisé précédemment, est réalisée en utilisant le mode d'application de maillage mobile (ALE) de COMSOL Multiphysics<sup>®</sup>. Le déplacement des nœuds situés à la surface supérieure

est donné par la valeur de la fonction  $\phi(x,y)$ . L'équation de conservation de l'énergie est alors résolue sur ce maillage déformé. Il convient de noter que la déformation de la surface libre est autorisée uniquement à l'intérieur du bain de fusion. Pour assurer cette condition, nous avons utilisé un coefficient de tension superficielle élevée lorsque la température est inférieure à la température de fusion.

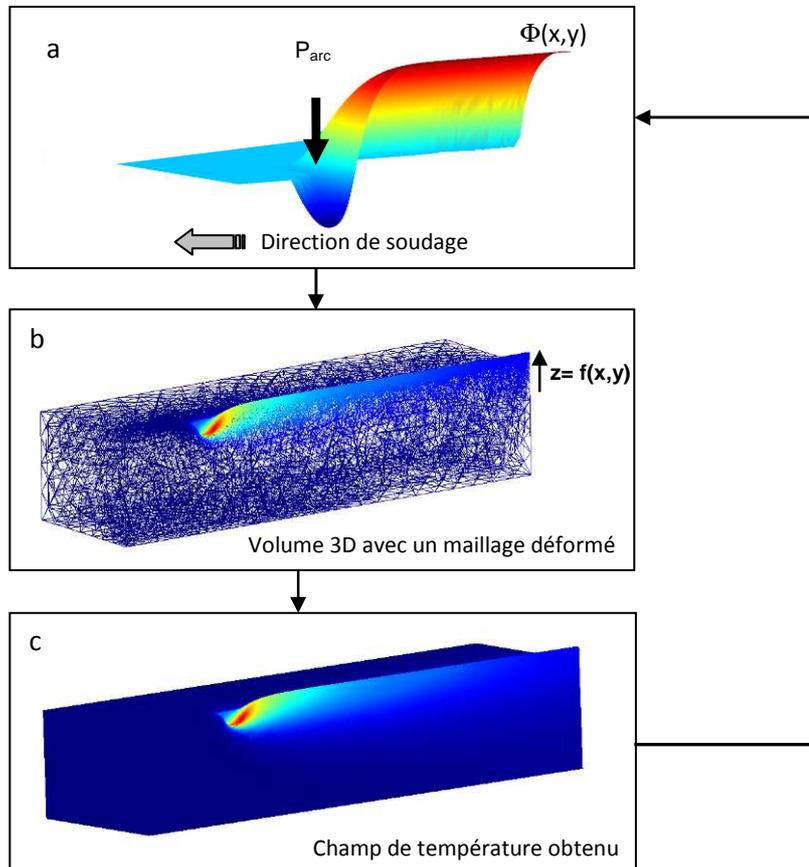


Figure 85 : Principe de l'implémentation de l'algorithme pour une description 3D du cordon de soudure

Le problème de déformation de la surface libre est résolu de façon couplée avec le problème thermique 3D, qui permet de déterminer la limite de la zone liquide qui sera soumise à la déformation. On résout donc un premier problème 2D permettant de prédire la déformation de la surface libre à l'aide de l'équation ( 23). On construit ensuite une géométrie 3D telle que la cote  $z$  des points situés sur la surface supérieure est déterminée par le premier problème. On résout alors l'équation de la chaleur ( 11) sur cette géométrie déformée. Le champ de température obtenue sur la surface supérieure de la pièce est projeté sur le modèle 2D de façon à obtenir la nouvelle limite du bain de fusion. Plusieurs itérations entre les deux modèles sont nécessaires pour assurer la bonne cohérence des deux modèles. Les principales étapes utilisées dans l'algorithme illustré sur la Figure 85 sont énumérées ci-dessous:

1) Pour un champ de température donné, le profil déformé du bain de fusion à l'intérieur de l'isotherme de fusion est calculé en utilisant la méthode variationnelle précédente (Figure 85a)

- 2) Un volume 3D est alors généré dans lequel la surface supérieure coïncide avec le profil de déformation calculée à l'étape 1 (Figure 85b)
- 3) Le champ de température est ainsi calculé sur ce volume 3D déformé (Figure 85c)
- 4) L'isotherme de fusion est ensuite comparée à celle utilisée dans l'étape 1, et l'ensemble du processus est itéré jusqu'à ce que la convergence soit obtenue.

### 5.1.6 Maillage

Nous avons réalisé une étude de convergence afin d'obtenir le maillage le plus adapté à notre modèle. Ainsi, le maillage utilisé comprend près de 20000 éléments triangulaires pour la géométrie 2D (Figure 86) et 30000 éléments tétraèdres pour la géométrie 3D (Figure 87). Nous avons raffiné le maillage près de l'emplacement de la source de chaleur, qui correspond à une zone où les gradients sont les plus importants. Le type d'éléments utilisés est quadratique. La taille minimale des éléments est de l'ordre de  $300\ \mu\text{m}$  pour les deux modèles 2D et 3D. La géométrie initiale du modèle 3D est un parallélépipède de dimension  $100 \times 30 \times 20\ \text{mm}$  (longueur  $\times$   $\frac{1}{2}$  largeur  $\times$  épaisseur). La longueur et la largeur de cette géométrie ont été réduites par rapport aux dimensions réelles des tôles utilisées au cours de la partie expérimentale afin de réduire les temps de calcul. Ces dimensions ont été choisies après une étude spécifique présentée en Annexe 2 sur la géométrie sélectionnée pour l'étude. Le solveur utilisé est UMFPACK. Ce solveur direct est largement répandu du fait de sa facilité d'emploi et de sa robustesse : nul besoin de préciser les paramètres d'un préconditionneur comme pour les solveurs itératifs. Cependant, UMFPACK construit un système matriciel et stocke les coefficients dans un espace mémoire non-fragmentée. Il demande donc beaucoup de mémoire vive. Quand les solveurs directs ne sont plus utilisables, les solveurs itératifs prennent le relais pour résoudre des systèmes matriciels encore plus grands. C'est ce que nous avons dû faire pour résoudre le problème de déformation avec le mode ALE pour lequel nous avons utilisé le solveur indirect GMRES (Generalized Minimum Residual Method).

La Figure 88 montre un exemple de maillage utilisé pour la géométrie 3D déformée. Les temps de calcul sont d'environ 6 minutes sur un ordinateur biprocesseur Intel Pentium 4 CPU de 3,6 GHz et de 3,5 Go de RAM.

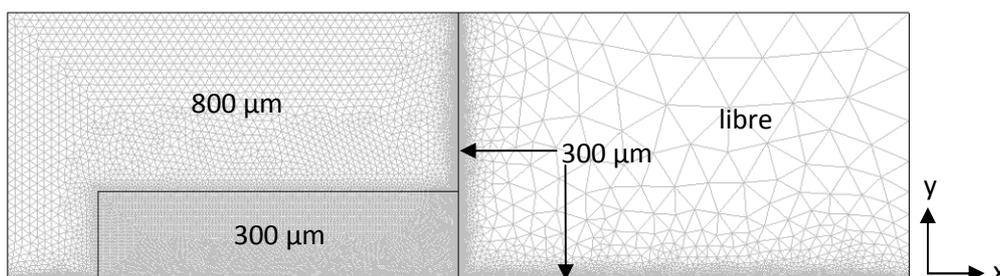


Figure 86 : Maillage utilisé pour la minimisation de l'énergie (modèle 2D)

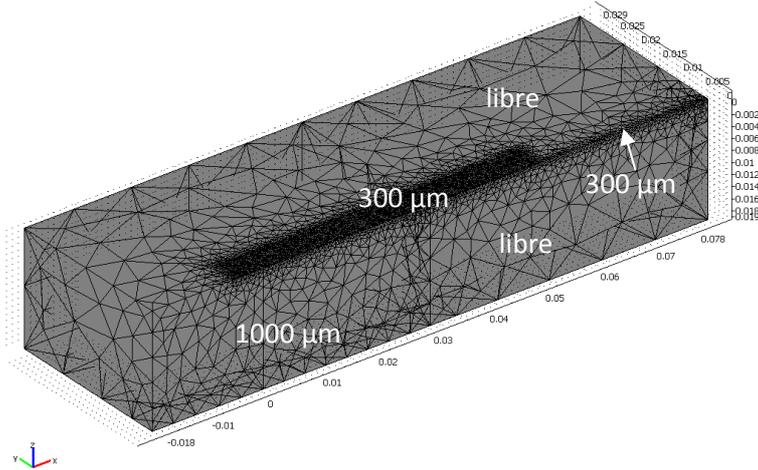


Figure 87 : Maillage utilisé pour la création de la géométrie 3D

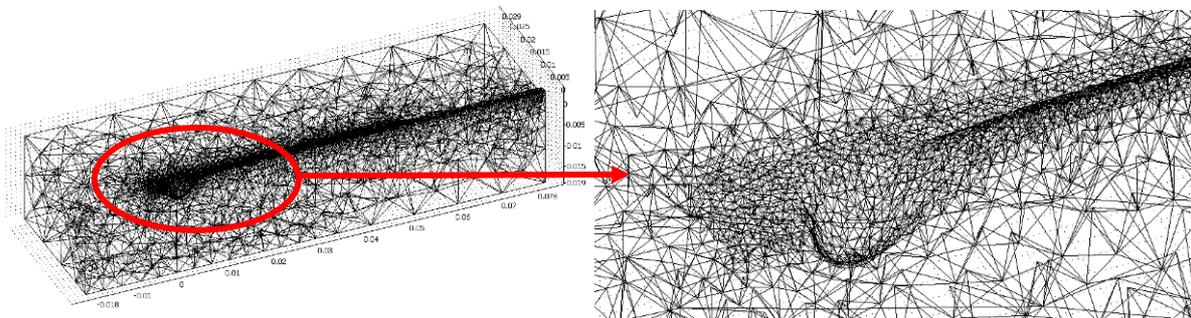


Figure 88 : Maillage 3D déformé utilisé pour la résolution de l'équation de la chaleur

### 5.1.7 Etude de sensibilité des paramètres de la source de chaleur

Pour représenter l'apport d'énergie représentatif du procédé MAG, nous avons choisi une source surfacique de distribution gaussienne (cf. équation ( 13)). La fonction choisie fait apparaître deux paramètres : le rendement et le rayon de distribution  $r_q$ . Aucune donnée dans la littérature n'étant disponible pour leurs valeurs, nous les avons calibrées à partir des formes de cordons déduites des expériences. Afin de mieux comprendre leurs influences respectives sur la forme des cordons de soudure, une étude de sensibilité de la puissance injectée et du rayon de distribution a été réalisée. Nous avons fait varier le rendement de 20 à 100 % et le rayon de distribution de 1 à 3 mm. Un des objectifs de cette étude est d'établir si ces deux paramètres sont indépendants. Pour des raisons de simplification, nous avons utilisé une géométrie non déformée avec une surface plane et d'épaisseur constante égale à 20 mm. Cependant, les calculs ont été réalisés avec les propriétés fonction de la température et avec prise en compte de la chaleur latente de fusion. Les résultats obtenues dans ces conditions sont supposés être transposables à une configuration dont la surface est déformée par la pression d'arc.

La Figure 89 montre que la largeur, la longueur et la pénétration du cordon augmentent quand la puissance augmente. Une variation de 100 W (soit une variation de 2 % sur le rendement) de la puissance réellement injectée entraîne une modification de la géométrie de 0,3 mm sur la longueur, de 0,2 mm sur la largeur et de 0,1 mm sur la pénétration

soit une variation de 5% de la géométrie (Figure 89a, c et e). La largeur du cordon de soudure augmente quand le rayon de distribution augmente (Figure 89d). Une variation de 0,5 mm soit de 20 % du rayon de distribution entraîne une variation de 0,5 mm de la largeur soit 10%. La longueur et la pénétration du cordon de soudure semblent diminuer quand le rayon de distribution augmente (Figure 89b et f). Une variation de 0,5 mm du rayon de distribution soit 20 % entraîne une variation de 1,5 mm sur la longueur du bain et de 0,5 mm sur la pénétration soit une variation de 10% de la géométrie. Le tableau 8 récapitule les différentes données décrites ci-dessous (Tableau 8).

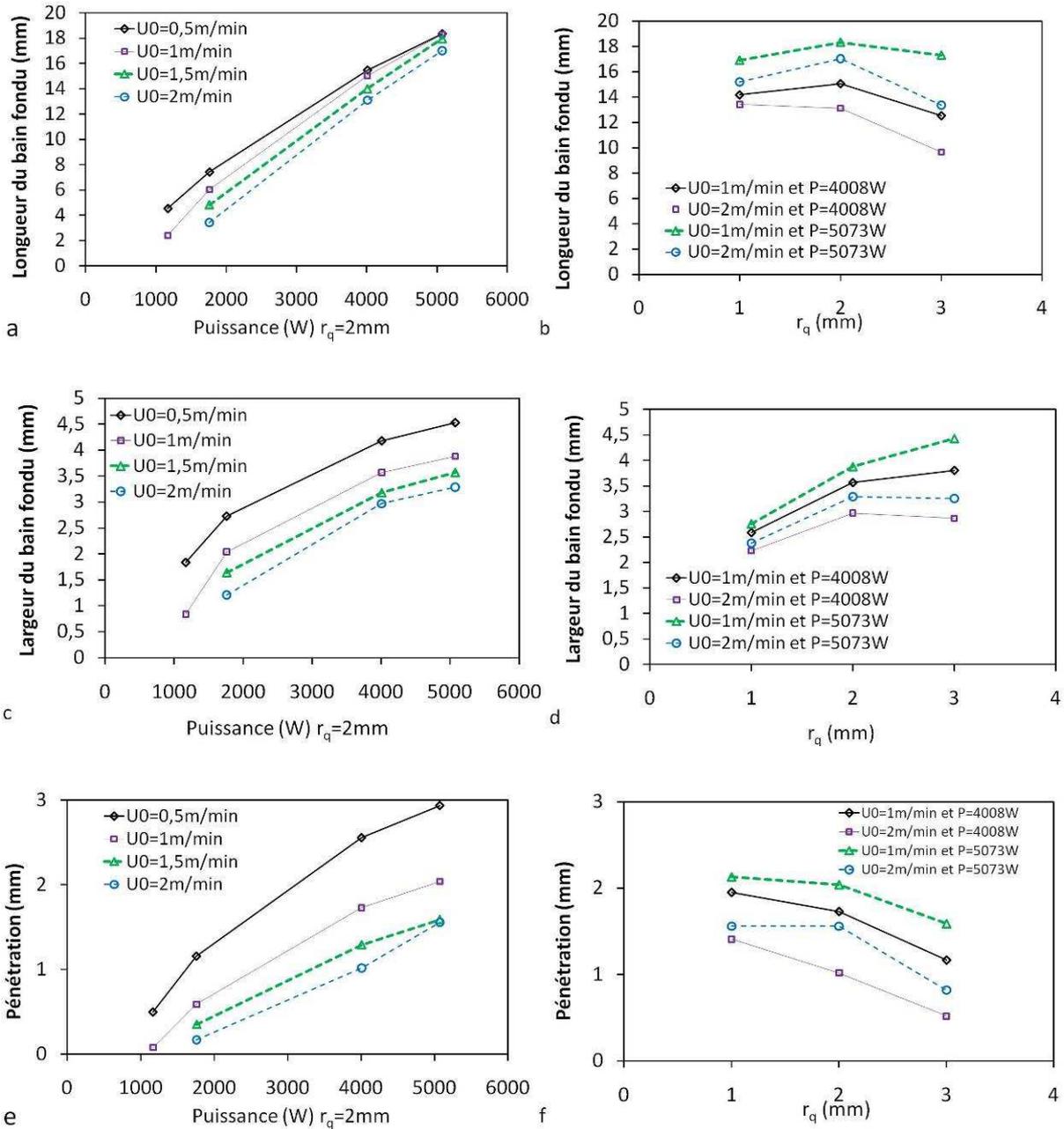


Figure 89 : Influence de la puissance  $\eta_{UI}$  et du rayon de distribution  $r_q$  sur la géométrie du cordon

Variation	Rendement (2 %)	Rayon (20 %)
Longueur	5 %	10 %
Largeur	5 %	10%
Pénétration	5 %	10%

*Tableau 8 : Récapitulatif des variations du rendement et du rayon de distribution sur la géométrie*

Ces données vont permettre de calibrer plus facilement la puissance réellement injectée ( $\eta UI$ ) et le rayon de distribution  $r_q$  de la source thermique gaussienne. Ces informations donnent une idée sur la sensibilité de ces 2 paramètres. En effet, le rayon de distribution semble être un paramètre moins sensible que le rendement.

Par la suite, nous avons cherché à savoir si un couple (rendement, rayon gaussienne) est unique pour un bain fondu caractérisé uniquement par sa longueur, sa largeur et sa pénétration. On peut ainsi représenter les 3 observables : largeur, longueur et pénétration en fonction de la puissance pour différents rayons et une vitesse de soudage donnée (Figure 90). Pour simplifier l'étude, nous avons fait varier la puissance réellement injectée dans la pièce ( $\eta UI$ ) plutôt que le rendement seul. La puissance a été variée de 1000 à 6000 W et le rayon de 0,5 à 3,5 mm. Ces gammes de variation représentent la totalité des configurations étudiées. La largeur, la longueur et la pénétration augmentent quand la puissance augmente (Figure 90). Pour le rayon de distribution, il existe un optimum pour obtenir une largeur, longueur et pénétration maximale. Cependant, l'optimum est différent pour une puissance donnée.

Pour illustrer la méthode permettant de définir l'unicité du couple (puissance, rayon), nous allons prendre un cas concret, par exemple, largeur  $l = 4,74$  mm, longueur  $L = 17,3$  mm et pénétration  $p = 2,59$  mm. Ces valeurs sont déduites d'un premier calcul effectué sur une géométrie fixe (surface du bain plane) avec un rayon d'arc de 2,5 mm et une puissance de 4500 W. On cherche à savoir si ce couple est unique à partir des valeurs de largeur, longueur et pénétration. D'après la série de calculs effectuée en faisant varier les puissances et rayons (Figure 90), on peut voir ainsi que pour une largeur de bain donnée, il existe une infinité de couples (puissance, rayon), de même pour la longueur et la pénétration. Cependant, il est possible pour une largeur de bain donnée de tracer la courbe donnant l'ensemble des couples (puissance, rayon) reproduisant cette largeur. La même démarche peut être appliquée pour une longueur de bain donnée et une pénétration donnée. On obtient ainsi 3 courbes (puissance en fonction du rayon) pour les 3 observables. La Figure 91 représente ces 3 courbes pour le cas :  $l = 4,74$  mm,  $L = 17,3$  mm et  $p = 2,59$  mm. On observe clairement que ces 3 courbes présentent une surface d'intersection de faibles dimensions. La croix rouge représente le couple théorique (4500 W, 2,5 mm) qui est en bon accord avec la zone d'intersection des 3 courbes. Il est ainsi possible de retrouver le couple (puissance, rayon) qui a permis d'obtenir un bain de fondu de dimension ( $l = 4,74$  mm,  $L = 17,3$  mm et  $p = 2,59$  mm). Il existe donc un couple unique permettant de retrouver les 3 observables. La procédure a été répétée pour un autre cas de plus faible puissance (Figure 92). On obtient également une intersection unique

pour les 3 courbes. Par contre, on constate qu'il existe plusieurs solutions si on ne tient compte que de deux observables, par exemple la largeur et la longueur.

Cette démarche montre donc d'une part qu'il y a bien unicité du couple (puissance, rayon) pour une longueur, largeur et pénétration données et d'autre part que 2 observables ne suffisent pas à assurer l'unicité du couple puissance et rayon de distribution ou plus précisément rendement  $\eta$  et son rayon de distribution  $r_q$ . Il semble donc, au vu de cette étude, impossible de valider un jeu de paramètres (rendement, rayon) uniquement à partir d'une macrographie, ce qui se fait pourtant couramment.

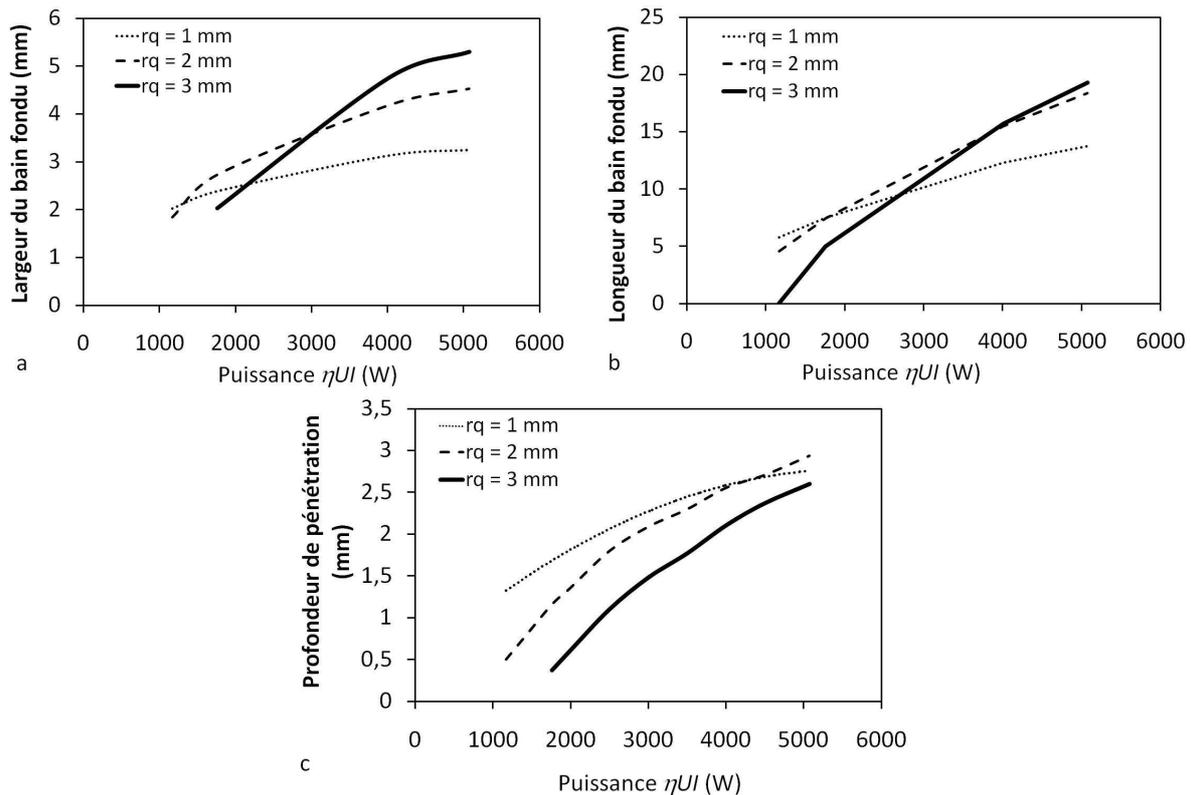


Figure 90 : Variation de la largeur (a), la longueur (b) et la pénétration (c) en fonction de la puissance pour différents rayons de distribution  $r_q$  pour une vitesse de 0,5 m/min

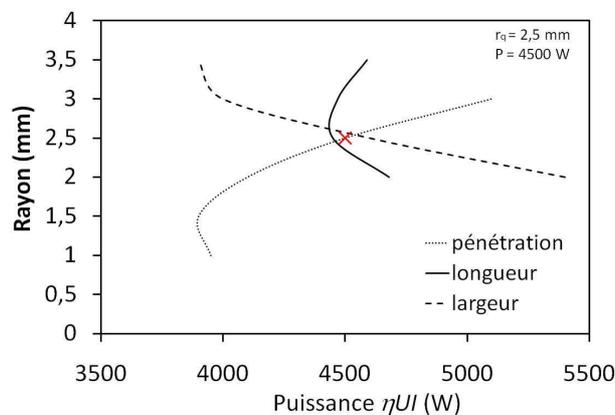


Figure 91 : Exemple d'évolution du rayon de distribution  $r_q$  en fonction de la puissance pour la largeur, la longueur et la pénétration pour une vitesse de 0,5 m/min (croix rouge : couple initial (puissance = 4500 W, rayon = 2,5 mm))

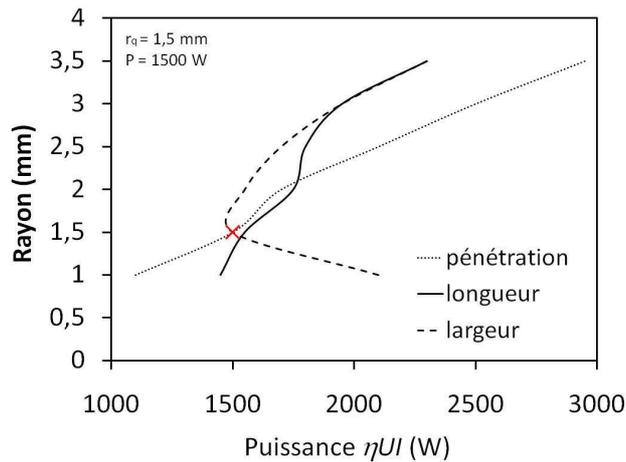


Figure 92 : Exemple d'évolution du rayon de distribution  $r_q$  en fonction de la puissance pour la largeur, la longueur et la pénétration pour une vitesse de 0,5 m/min (croix rouge : couple initial (puissance = 1500 W, rayon = 1,5 mm))

### 5.1.8 Modification de la conductivité thermique

Comme nous l'avons présenté dans les hypothèses du modèle, nous avons modifié la conductivité thermique de la phase liquide afin de prendre en compte artificiellement les effets de la convection. Cette technique est largement répandue lorsque des modèles purement conductifs sont utilisés, puisqu'elle évite de résoudre les équations de Navier-Stokes qui sont très exigeantes en moyens de calcul. Elle a, par exemple, été utilisée pour la simulation du soudage laser [LAMPA 1997, SAFDAR 2007-a-b] ou du soudage MIG-MAG [WAHAB 1998, KUMAR 2004-b]. Les auteurs introduisent généralement un facteur multiplicatif devant la valeur de la conductivité thermique prise pour la phase liquide qui varie selon les auteurs. Pour le cas du soudage MIG-MAG, Wahab a utilisé une conductivité isotrope multipliée par 5 à 10 afin de reproduire les mêmes longueurs et profondeurs de cordon observées expérimentalement [WAHAB 1998]. Kumar et DebRoy ont choisi une conductivité isotrope multipliée par 12 pour leur modèle tridimensionnel purement thermique pour simuler un cordon de soudure obtenu par procédé MIG-MAG [KUMAR 2004-b]. Ils n'ont cependant pas comparé les longueurs de bain.

Après avoir caler la largeur et la pénétration du bain de fusion, notre modèle de soudage MIG-MAG ne permet pas de reproduire les longueurs de bain fondu observées expérimentalement pour des vitesses d'apport de matière supérieures à 9 m/min si on ne modifie pas la conductivité thermique de la phase liquide (Figure 93). Les longueurs calculées par le modèle sont en effet supérieures aux valeurs expérimentales. Pour ces fortes vitesses, une conductivité thermique isotrope multipliée par 3 (valeur moyenne) a été nécessaire pour obtenir une bonne adéquation entre les longueurs calculées et mesurées (Figure 93). Ainsi, une multiplication par 3 de la conductivité thermique entraîne une diminution d'environ 45 % de la longueur du bain liquide. On peut également remarquer sur cette figure que la largeur et la pénétration n'ont pas évolué malgré la modification de la conductivité thermique. Cette modification a également pour effet d'homogénéiser les températures du bain de fusion. Pour des vitesses d'apport de matière supérieures à 9 m/min, il est probable que l'écoulement du

fluide induit par les forces de surface, telles que les forces de Marangoni, devienne très important. Dans ce cas, le fluide s'écoule vers l'extérieur du bain de fusion, ce qui tend à l'élargir. Il n'y a donc pas de direction prépondérante contrairement au cas du soudage laser, comme nous le verrons par la suite. L'ensemble des résultats obtenus à l'aide de ce modèle sera présenté dans la partie suivante (cf. § 6).

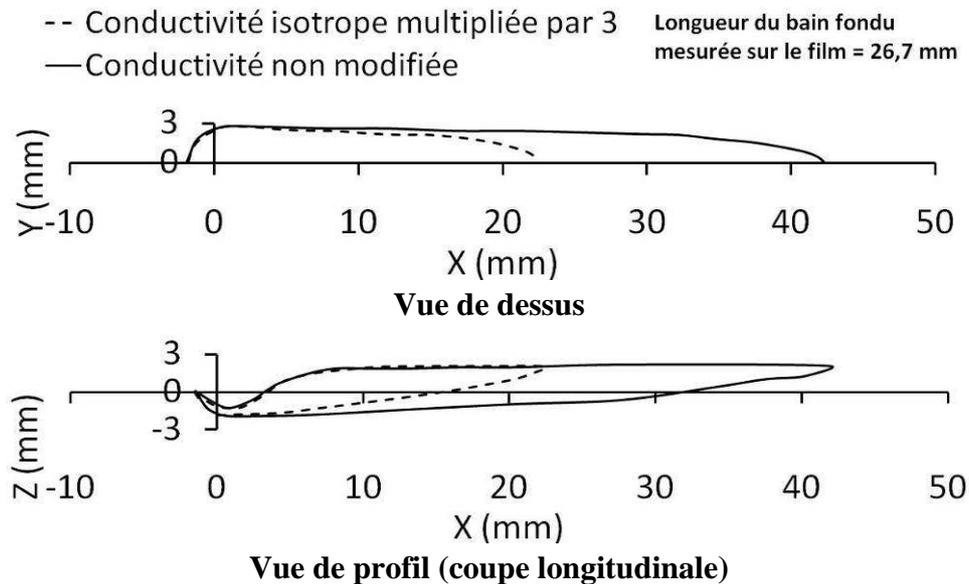


Figure 93 : Comparaisons de la géométrie du cordon de soudure avec et sans modification de la conductivité thermique  
 (MAG,  $U_0 = 1,6$  m/min et  $V_f = 9$  m/min)

### 5.1.9 Etude de sensibilité des paramètres de la pression d'arc

En plus, des paramètres de distribution de la puissance d'arc ( $\eta$  et  $r_q$ ) et de la conductivité à ajuster, deux paramètres permettent de rendre compte de la pression d'arc : la pression d'arc maximale et son rayon de distribution  $\sigma_p$ . Cependant, contrairement au cas de la puissance d'arc, il n'a pas été possible de montrer l'unicité du couple ( $P_{max}$ ,  $\sigma_p$ ) à partir de nos observables. En effet, plusieurs couples ( $P_{max}$ ,  $\sigma_p$ ) peuvent donner la même déformation maximale mais avec des profils sensiblement différents. Les films observés ne permettent cependant que de mesurer précisément la déformation maximale et non le profil en tout point de la surface du bain liquide. N'ayant qu'une observable, le rayon de distribution de la pression  $\sigma_p$  a ainsi été fixé égal à celui du rayon de distribution  $r_q$ . Ainsi, la pression maximale  $P_{max}$  a été ajustée afin d'obtenir la déformation maximale pour une configuration donnée. Une erreur de  $\pm 0,2$  mm sur la mesure de la déformation de la surface entraîne une erreur numérique sur la pression d'arc maximale de seulement  $\pm 50$  Pa.

## 5.2 Modélisation du soudage laser

Un modèle 3D de conduction de la chaleur a également été développé pour simuler le procédé de soudage laser seul. Nous avons repris la démarche de Lankalapalli qui considère

que le capillaire est un cylindre dont la température de paroi est égale ou légèrement supérieure à la température de vaporisation [LANKALAPALLI 1996]. Son diamètre est supposé égal au diamètre du faisceau laser au point de focalisation (en accord avec les observations expérimentales) et sa hauteur est ajustée pour que l'intégrale du flux de chaleur traversant cette paroi corresponde à la puissance laser absorbée. Lankalapalli a aussi étudié une forme conique pour décrire la paroi du capillaire de vapeur afin de comparer les 2 configurations [LANKALAPALLI 1996]. Néanmoins, cette forme conique ne permet pas de reproduire les géométries de cordon de soudure observées dans nos configurations. On suppose que la totalité de la puissance incidente est absorbée par le capillaire (vapeurs et parois) en raison du piégeage géométrique. En fait, des expériences antérieures (utilisant la technique des sphères intégrantes) montrent que le taux d'absorption dans ces conditions est de l'ordre de 80 à 90 % [FABBRO 2005]. Cette démarche est simplifiée du fait de la non prise en compte de la l'hydrodynamique du bain de fusion. Dans la réalité, il faudrait faire une distinction du front avant et du front arrière du capillaire de vapeur. Néanmoins, il n'existe pas de modèle complet qui prédise la pénétration en soudage laser. Notre approche simple permet cependant de reproduire facilement les cordons de soudure en procédé laser. Les résultats seront présentés dans le chapitre suivant.

L'équation de conservation de l'énergie ( 11) est résolue sur une géométrie de 100 mm de longueur, de 30 mm de largeur et d'une épaisseur 20 mm (Figure 94). Les conditions aux limites sont très proches de celles du modèle de soudage MIG-MAG et sont résumées sur la Figure 94. Le maillage optimal est de 100  $\mu\text{m}$  au niveau de la paroi du capillaire et libre sur le reste de la géométrie (Figure 95).

Comme pour le cas du soudage MIG-MAG, il a été nécessaire de modifier la conductivité thermique de la phase liquide pour reproduire les longueurs de bain fondu observées expérimentalement. Contrairement au cas du soudage MIG-MAG, les longueurs de bain fondu calculées sont inférieures aux valeurs expérimentales. Ainsi, afin d'augmenter la longueur du bain calculée par le modèle, une conductivité anisotrope selon la direction du soudage (axe Ox) dans la phase liquide a été utilisée. En effet, d'après nos observations à la caméra rapide, l'écoulement semble être plus important dans la direction du soudage. Un facteur multiplicatif en moyenne égal à 6 a été nécessaire pour reproduire les dimensions expérimentales du bain de fusion (moyenne sur les 4 vitesses testées). Ceci peut s'expliquer par les fortes vitesses à l'intérieur du bain de fusion causées par le laser dans le sens de soudage. Comme pour le soudage MIG-MAG, la modification de la conductivité thermique n'entraîne pas de changement de la largeur et de la pénétration.

Sheikh a comparé un modèle thermique utilisant une conductivité thermique modifiée avec un modèle thermohydraulique pour le soudage laser [SHEIKH 2007]. Il a utilisé cependant une conductivité thermique isotrope multipliée par 3-4. Il en a déduit que l'approche de la conductivité thermique modifiée dans un modèle thermique donne des résultats proches de ceux du modèle thermohydraulique. Toutefois la précision est moins importante avec le modèle purement thermique. Lampa préconise lui une conductivité thermique isotrope multipliée par 2,5 [LAMPA 1997]. Néanmoins, Safdar obtient une

meilleure précision pour le soudage laser avec une conductivité anisotrope plutôt qu'avec une conductivité isotrope [SAFDAR 2007b]. Dans ses travaux, il explique que la conductivité doit être augmentée dans le sens privilégié de l'écoulement. Dans notre étude, l'écoulement est plus important dans le sens du soudage.

Les cordons en soudage laser à faible vitesse présente une géométrie dite en forme de tête de clou avec un cordon élargi en surface du bain fondu (Figure 96). Cet effet résulte probablement de l'hydrodynamique induite le long du capillaire par les forces de friction des vapeurs métalliques éjectées de ce capillaire [FABBRO 2002]. Pour rendre compte de cette forme évasée du bain fondu à partir de notre modèle purement conductif, nous avons choisi d'imposer une densité de flux de chaleur sur la surface horizontale au voisinage du capillaire. Les paramètres de ce flux de chaleur sont calés de façon à reproduire le bain fondu observé expérimentalement. Ainsi, le modèle permet de reproduire la forme évasée du cordon de soudure grâce à l'ajout du terme source surfacique et la forme cylindrique sur la partie inférieure du cordon grâce à la présence du cylindre (Figure 96). Les résultats complets obtenus avec ce modèle sont présentés par la suite dans une partie spécifique (cf. § 6).

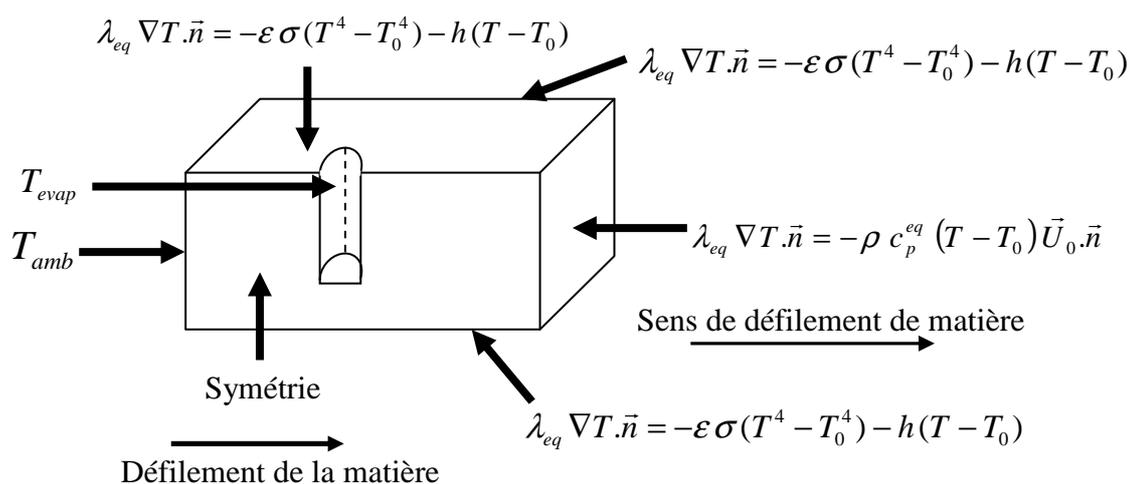


Figure 94: Géométrie modélisée avec les conditions aux limites

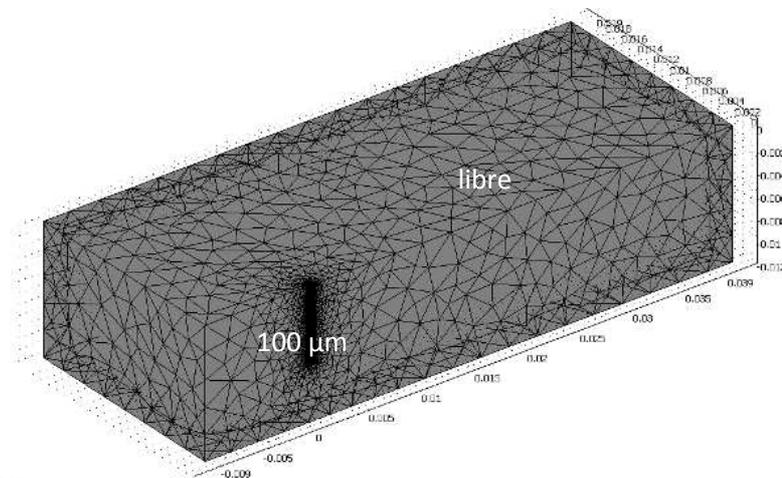
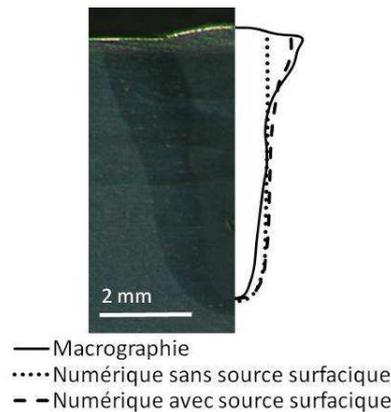


Figure 95 : Maillage utilisé pour la création de la géométrie 3D du procédé laser



*Figure 96 : Comparaison de la macrographie avec les résultats obtenus avec le modèle numérique (avec et sans la source surfacique)  
 (Puissance laser 4 kW et vitesse de soudage 1 m/min)*

### **5.3 Modélisation du soudage Hybride**

Les modèles développés pour les soudages MAG et laser ont été couplés afin d'obtenir un modèle du procédé de soudage hybride laser/MAG. Bien que la combinaison de ces deux procédés soit un procédé à part entière, l'énergie des deux procédés est mise en même temps dans un bain de fusion unique dans lequel le capillaire et les gouttelettes peuvent interagir. Ce modèle permet de déterminer la géométrie du cordon de soudure en ne prenant en compte que les phénomènes de conduction thermique et en supposant un régime quasi-stationnaire. La source de chaleur associée au soudage MAG est modélisée par une source de chaleur surfacique ayant une distribution gaussienne comme décrit précédemment (cf. § 5.1.3). La source surfacique ajoutée en laser seul afin de reproduire la forme évasée du cordon de soudure est directement incluse dans cette source thermique. Comme dans le cas du laser seul (cf. § 5.2), la source de chaleur générée par le faisceau laser est représentée par un cylindre dont la paroi est à la température d'évaporation. Pour le modèle 2D, la géométrie avec un demi trou permet de représenter le capillaire de vapeur. Pour réaliser la géométrie 3D, on réalise une extrusion de la géométrie 2D de la façon suivante : le demi-trou est extrudé d'une hauteur égale à la pénétration déterminée à l'aide des expressions empiriques présentées précédemment (cf. 4.3) et la surface totale d'une hauteur égale à l'épaisseur des tôles étudiées.

Ce modèle tient compte de la position du laser par rapport à l'arc. Il est ainsi possible de simuler la configuration tirée (laser derrière l'arc) ou poussée (laser devant l'arc) en déplaçant le cylindre le long de l'axe  $O_x$  (Figure 97). L'équation de conservation de l'énergie (11) est résolue sur une géométrie identique au cas précédent  $100 \times 30 \times 20$  mm (Figure 94). Les conditions aux limites sont identiques à celles utilisées précédemment (§ 5.1.3 et 5.2). Le maillage optimal est constitué d'éléments de  $300 \mu\text{m}$  au niveau de la paroi du capillaire et sur la surface où est appliquée la source thermique surfacique (Figure 98 et Figure 99). Des précautions doivent être prises quant au choix du maillage du fait de l'utilisation du mode ALE pour construire la géométrie 3D. En effet, pour des déformations trop importantes de la surface libre, le maillage 3D peut faire apparaître des éléments très déformés qui induiront des points de singularité au niveau de la matrice jacobienne.

Comme pour les 2 modèles précédents, la conductivité thermique dans la phase liquide a été ajustée afin de reproduire les longueurs de bain fondu expérimentales. L'ajustement de la conductivité thermique du procédé de soudage hybride est plus complexe que celui des procédés laser et MAG seuls. En effet, quand la puissance d'arc est plus faible que la puissance du laser (constante dans notre étude et égale à 4 kW), la longueur du bain fondu calculée par le modèle sans modification de la conductivité thermique est plus faible que celle mesurée expérimentalement. Dans ce cas, il est nécessaire d'utiliser une conductivité anisotrope dans l'axe de soudage (Ox) pour la phase liquide avec un facteur multiplicateur de 6 (valeur moyenne) afin de reproduire les résultats expérimentaux. On retrouve ainsi le même facteur multiplicateur que pour le cas du laser seul, ce qui indiquerait des similitudes entre les comportements du bain fondu pour le soudage laser seul et le soudage hybride lorsque les puissances de l'arc sont faibles. Pour une puissance d'arc plus importante que celle du laser, la longueur du bain fondu calculée est cette fois plus grande que celle mesurée expérimentalement. Une conductivité thermique isotrope multipliée par 3 (valeur moyenne) a ainsi permis d'obtenir une bonne adéquation entre les résultats numériques et expérimentaux. Dans cette configuration, le bain de fusion a un comportement proche de celui du procédé MAG.

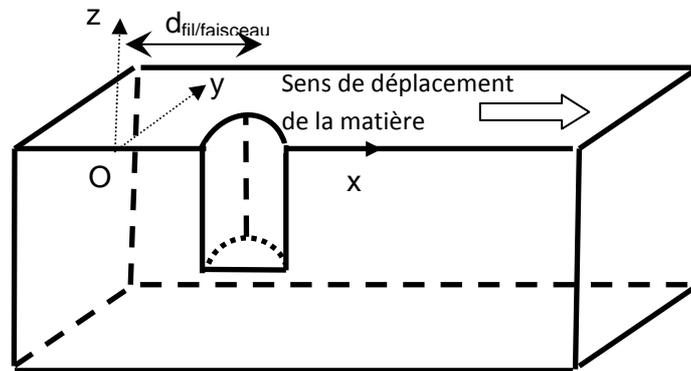


Figure 97 : Schéma de la géométrie utilisée pour le modèle numérique du procédé de soudage hybride laser/MAG pour une configuration tirée

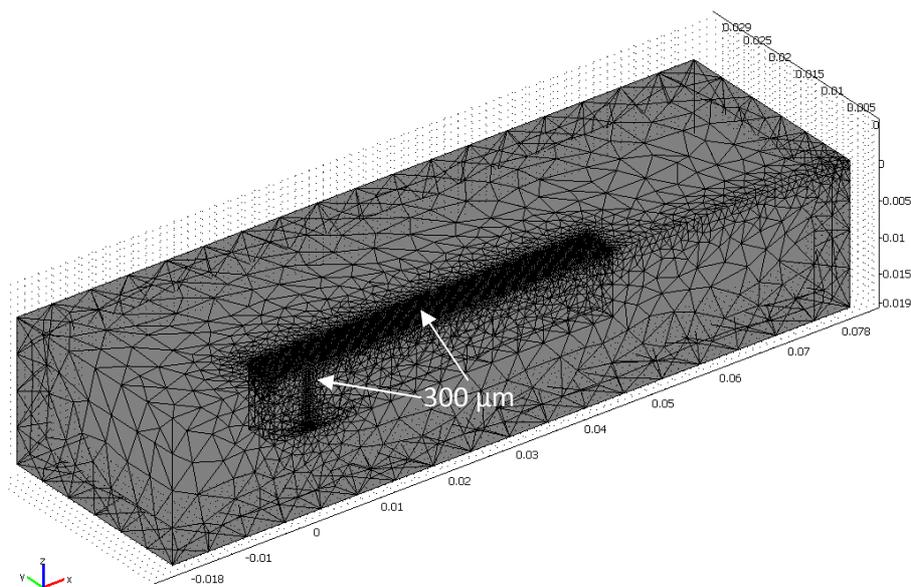


Figure 98 : Maillage utilisé pour la création de la géométrie 3D du procédé hybride laser/MAG

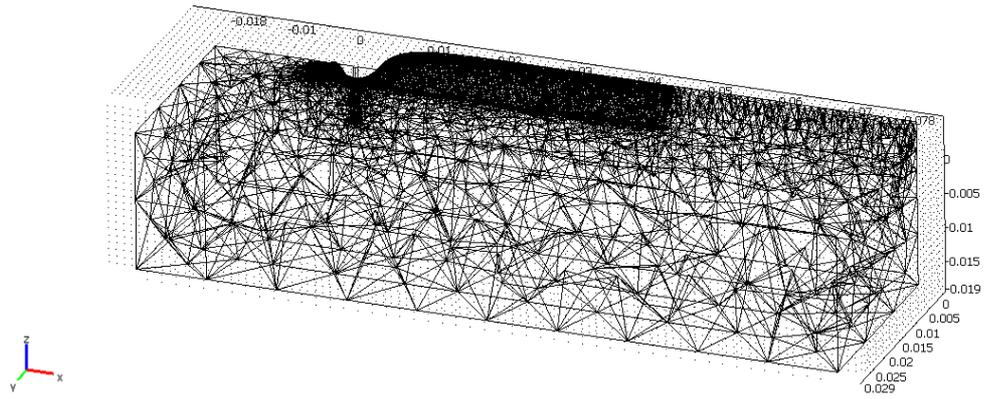


Figure 99 : Maillage déformé du procédé hybride laser/MAG

## 5.4 Conclusion

Des modèles thermiques tridimensionnels spécifiques aux procédés de soudage MAG, laser et hybride laser/MAG ont été développés dans le cas du soudage non débouchant en régime quasi-stationnaire. La déformation de la surface du bain fondu sous l'effet de la pression d'arc a été prise en compte pour les procédés de soudage MAG et hybride à travers une approche variationnelle qui minimise l'énergie totale du bain de fusion, avec la contrainte que le bain de fusion a un volume constant défini par le débit massique d'apport de matière.

Les paramètres à ajuster sont le rendement  $\eta$  et le rayon de distribution  $r_q$  de la puissance d'arc, la conductivité thermique et la pression d'arc maximale  $P_{max}$ . Une hypothèse sur le rayon de distribution  $\sigma_p$  de la pression a été faite. Il est considéré égal au rayon de distribution de la puissance  $r_q$ .

Ainsi, les trois modèles de soudage MAG, laser et hybride laser/MAG développés dans ce chapitre vont être ajustés et validés à travers des configurations expérimentales spécifiques dans le chapitre suivant. Les géométries et les cycles thermiques obtenus à l'aide de ces modèles pourront permettre de simuler les contraintes résiduelles et les déformations induites dans des études futures.



## 6. Validation et ajustement des modèles de soudage MAG, laser et hybride laser/MAG

Afin de mieux comprendre les phénomènes en jeu lors du procédé de soudage laser, MAG et hybride, des modèles numériques ont été développés individuellement pour étudier les procédés de soudage MAG, laser et hybride laser/MAG. Les expériences correspondantes ont été utilisées pour estimer les paramètres inconnus des différents modèles. Les expériences en procédé MAG ont été menées avec quatre débits d'apport de matière différents (3, 5, 9 et 11 m/min soit des puissances de 2336, 3520, 8017 et 10147 W) et pour des vitesses de soudage variant de 0,6 à 2,4 m/min. Pour rappel, les vitesses d'apport de matière de 3 et 5 m/min correspondent au mode de court-circuit et celles de 9 et 11 m/min au mode spray. Pour les expériences en soudage laser, la vitesse de soudage varie de 0,5 m/min à 2 m/min. Pour le soudage hybride laser/MAG, le faisceau laser a été localisé derrière l'arc à une distance de 2 mm de l'axe de l'arc (configuration tirée) et la puissance du laser a été fixée à 4 kW. Tous ces paramètres représentent 28 cas différents (Tableau 9). A partir de ces différents cas, une analyse des différents paramètres à calibrer (le rendement d'arc et son rayon de distribution, la pression d'arc et la conductivité thermique) a été faite afin d'obtenir une correspondance entre les résultats expérimentaux et numériques. Les macrographies transversales vont permettre de caler la largeur, la pénétration, la surface du bombé et la surface totale. Les mesures issues des films sont utilisées pour caler les déformations maximales ainsi que les longueurs de bain fondu. Pour finir, la macrographie longitudinale permet de valider la forme générale à l'arrière du bain fondu. La démarche est facilitée du fait que seulement 5 paramètres (pression d'arc et son rayon de distribution, rendement d'arc et son rayon de distribution, facteur multiplicatif de la conductivité thermique) sont à définir pour chaque configuration. Néanmoins, l'adéquation de ces paramètres demande déjà de nombreux essais.

Laser				
P = 4 kW	$U_0 = 0,5$ m/min	$U_0 = 1$ m/min	$U_0 = 1,5$ m/min	$U_0 = 2$ m/min

MAG configuration tirée			
$P_{MAG} = 2336$ W	$U_0 = 0,6$ m/min	$U_0 = 1$ m/min	$U_0 = 1,4$ m/min
$P_{MAG} = 3520$ W	$U_0 = 0,8$ m/min	$U_0 = 1,4$ m/min	$U_0 = 2$ m/min
$P_{MAG} = 8017$ W	$U_0 = 0,8$ m/min	$U_0 = 1,6$ m/min	$U_0 = 2,4$ m/min
$P_{MAG} = 10147$ W	$U_0 = 0,4$ m/min	$U_0 = 0,8$ m/min	$U_0 = 1,2$ m/min

Hybride configuration tirée, $d_{fil/faisceau} = 2$ mm, $P_{laser} = 4$ kW			
$P_{MAG} = 2336$ W	$U_0 = 0,5$ m/min	$U_0 = 1$ m/min	$U_0 = 2$ m/min
$P_{MAG} = 3520$ W	$U_0 = 1$ m/min	$U_0 = 2,5$ m/min	$U_0 = 3,5$ m/min
$P_{MAG} = 8017$ W	$U_0 = 1$ m/min	$U_0 = 2$ m/min	$U_0 = 4$ m/min
$P_{MAG} = 10147$ W	$U_0 = 1$ m/min	$U_0 = 2$ m/min	$U_0 = 4$ m/min

Tableau 9 : Récapitulatif des différents cas simulés

Dans l'étude de sensibilité précédente (cf. 5.1.8), nous avons montré que la modification de la conductivité thermique n'influçait pas la largeur et la pénétration et n'agissait que sur la longueur du bain de fusion. Ainsi, seuls les paramètres rendement d'arc  $\eta$  et son rayon  $r_p$  de distribution vont permettre de caler la largeur et la pénétration. Pour le calibrage de la déformation de la surface (cf. 5.1.7), seule la pression maximale  $P_{max}$  a été modifiée, le rayon de distribution  $\sigma_q$  a été choisi identique à celui de la puissance d'arc. La déformation de la surface est calculée sur le champ thermique adéquat et réciproquement le champ de température est calculé sur la déformation calibrée, ce qui correspond au test de convergence décrit dans l'algorithme présenté ci-dessous (Figure 100).

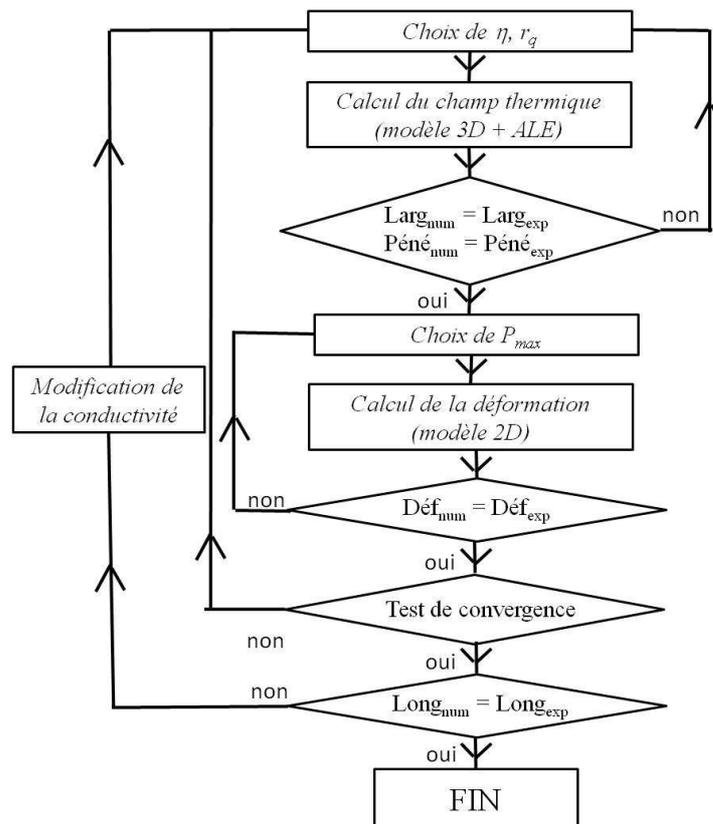


Figure 100 : Algorithme de calcul

### 6.1 Comparaison expérimentale et numérique des coupes transversales macrographiques

Dans cette partie, nous ne présentons que des comparaisons réalisées à partir de coupes transverses. Les paramètres des modèles seront précisés par la suite. Les géométries transverses des cordons de soudure obtenus en soudage MAG, laser et hybride laser/MAG ont été correctement reproduites par les trois modèles (Figure 101, Figure 102, Figure 103). Les légers écarts entre les résultats expérimentaux et numériques peuvent s'expliquer par une incertitude sur la précision de l'isotherme de fusion ( $T_f$ ) choisie pour exploiter les résultats numériques, ainsi que par une erreur sur le contour du cordon choisi lors du traitement des macrographies. Néanmoins, un décalage un peu plus important entre la géométrie de la zone

de fusion expérimentale et les résultats calculés est observé pour une vitesse d'apport de matière de 11 m/min (régime spray) et une vitesse de soudage de 1 m/min en soudage MAG (Figure 101). En effet, alors que le modèle prédit un cordon en forme de cuvette, la macrographie fait apparaître un cordon avec 3 zones distinctes. Cet écart peut être expliqué par les grandes déformations de la surface du bain fondu observées dans le régime spray combiné à une grande quantité d'apport de chaleur très localisée provenant des gouttelettes au vu de la vitesse de soudage faible. Comme nous l'avons décrit précédemment, on observe ainsi une pénétration très concentrée en forme de doigt en pied de cordon. Ces formes spécifiques de cordon de soudure semblent donc être difficilement reproductibles par un modèle purement thermique ne tenant pas compte des courants de convection à l'intérieur du bain de fusion. Malgré cette configuration spécifique, le modèle permet de reproduire la géométrie des cordons de soudure dans la quasi-totalité des configurations de soudage MAG.

Le modèle de soudage laser reproduit correctement la géométrie du cordon de soudure obtenue expérimentalement (Figure 102). Ce modèle est néanmoins applicable uniquement pour des vitesses de soudage inférieures à 5 m/min. En effet, au delà de cette vitesse, l'hypothèse d'un cylindre vertical n'est plus valable car il a été observé une inclinaison du capillaire de vapeur dans des travaux antérieurs [FABBRO 2007-a]. Par ailleurs, le modèle ne reproduit pas la légère surépaisseur qui est probablement due aux déformations mécaniques.

Pour le procédé de soudage hybride laser/MAG, un bon accord est observé entre les résultats calculés et expérimentaux (Figure 103). Comme prévu, la forme de cordon de soudure présente deux zones: une grande largeur de cordon à proximité de la surface induite par l'arc et une pénétration en forme de doigt près de la racine causée par l'action du laser. Comme pour le laser, le modèle est utilisable uniquement pour des vitesses de soudage inférieures à 5 m/min. Néanmoins, cette gamme de vitesse de soudage représente la quasi-totalité des plages opératoires du soudage hybride laser/MAG.

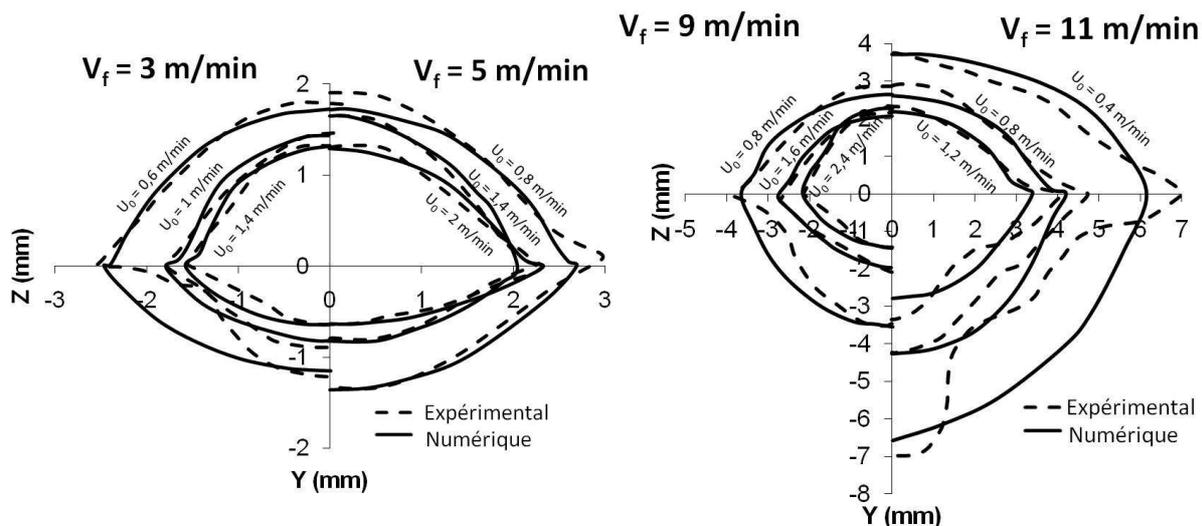


Figure 101 : Comparaison des coupes transversales à la ligne de fusion entre les résultats numériques et expérimentaux pour le procédé de soudage MAG

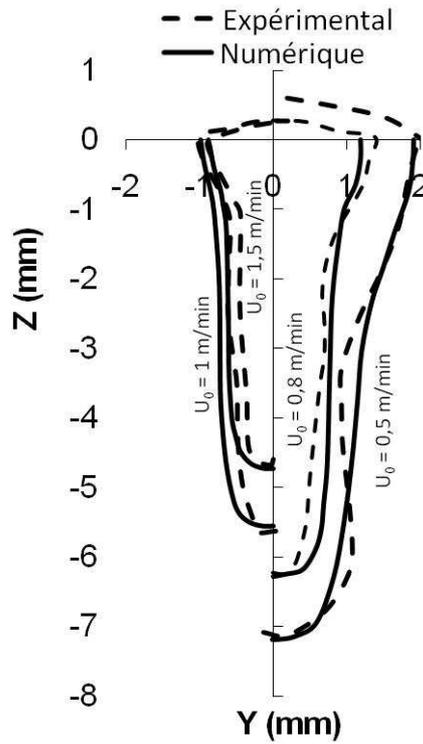


Figure 102 : Comparaison des coupes transversales à la ligne de fusion entre les résultats numériques et expérimentaux pour le procédé de soudage laser ( $P_{laser} = 4 \text{ kW}$ )

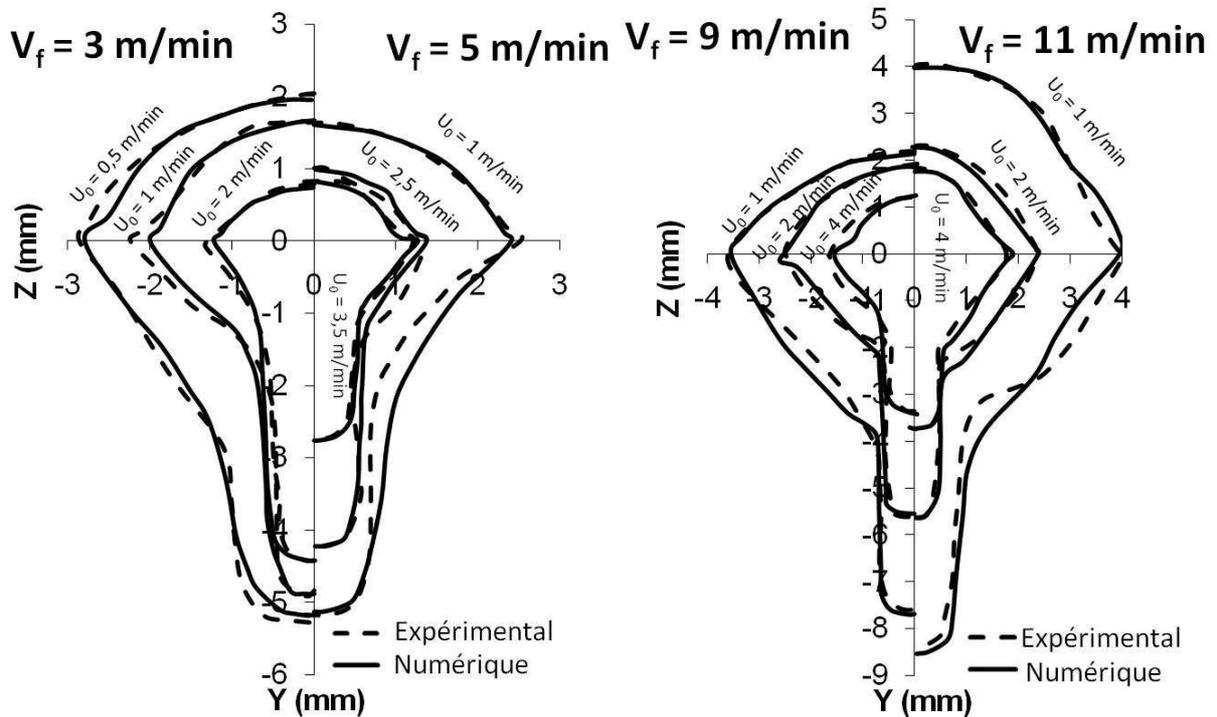


Figure 103 : Comparaison des coupes transversales à la ligne de fusion entre les résultats numériques et expérimentaux pour le procédé de soudage hybride laser/MAG ( $P_{laser} = 4 \text{ kW}$  et distance fil/faisceau = 2 mm)

## 6.2 Comparaison expérimentale et numérique des longueurs de bain de fusion

Pour rappel, afin d'obtenir une meilleure adéquation des longueurs de bain fondu expérimentales et numériques, il a été nécessaire de modifier la valeur de la conductivité thermique du métal liquide. La modification de la conductivité entraîne de très faibles modifications de la largeur du bain fondu et de la pénétration. Ainsi, une première étape a été de caler la largeur et la pénétration du bain de fusion avec une conductivité thermique non modifiée. Par la suite, la conductivité thermique a été ajustée afin de reproduire les longueurs de bain fondu mesurées à l'aide des films. Pour le cas du soudage laser, une conductivité thermique anisotrope a été utilisée avec un facteur multiplicatif moyen de 6 le long de l'axe de soudage. En soudage MAG, une conductivité isotrope était nécessaire uniquement pour les puissances élevées (vitesse d'apport de matière supérieur ou égale à 9 m/min), avec un facteur de 3. Pour le cas du soudage hybride laser/MAG, le facteur multiplicatif a été fortement dépendant de la vitesse d'apport de matière. A 3 et 5 m/min, un facteur multiplicatif de 6 le long de l'axe de soudage a été utilisé, comme pour le soudage laser, alors qu'à 9 et 11 m/min, une conductivité isotrope avec un facteur multiplicatif de 3 a été utilisée, comme en soudage MAG.

Ainsi, on observe une bonne cohérence des valeurs de longueurs expérimentales et numériques pour les trois procédés de soudage MAG, laser et hybride laser/MAG (Figure 104). De plus, les faibles écarts peuvent être expliqués à travers une petite imprécision de la mesure expérimentale ainsi qu'une certaine incertitude sur la précision de la valeur de l'isotherme de fusion choisie ( $T_f$ ).

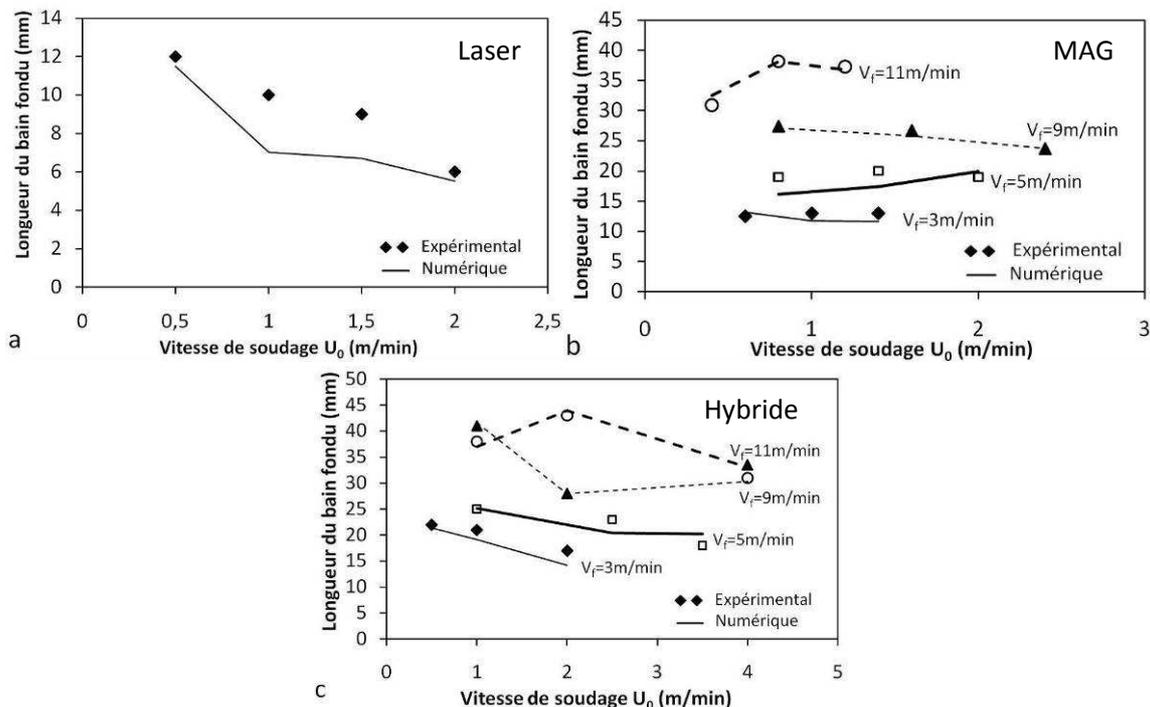
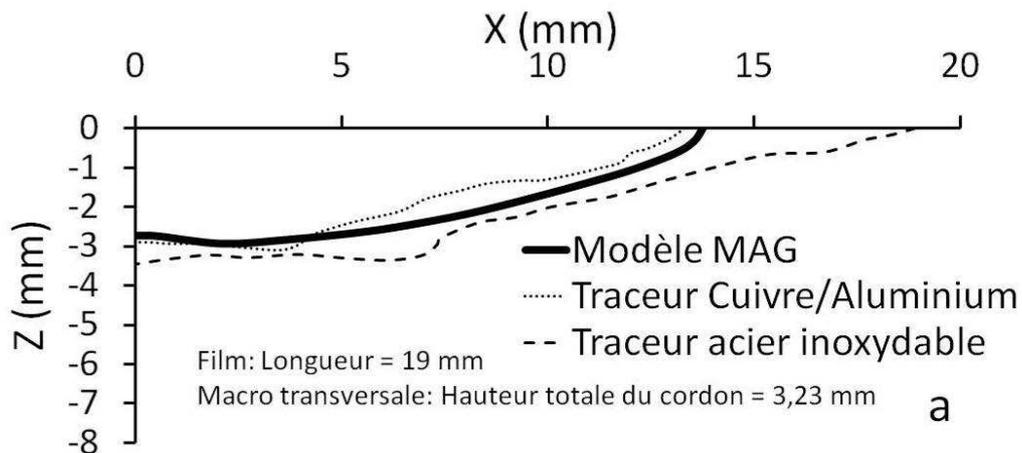


Figure 104 : Comparaison des valeurs de longueur de bain fondu numériques et expérimentales pour le procédé de soudage laser (a), MAG (b) et hybride laser/MAG ( $P_{laser} = 4$  kW et distance fil/faisceau = 2 mm)

### 6.3 Comparaison expérimentale et numérique des coupes longitudinales

Les longueurs de bain fondu donnent une première validation de la géométrie à l'arrière du bain de fusion. Pour compléter cette analyse, des expériences ont été réalisées à l'aide de traceurs à base d'alliage de cuivre/aluminium et d'acier inoxydable afin d'obtenir une coupe longitudinale de la zone fondue dans le plan de symétrie (cf. § 4.1.4). On observe qu'en soudage hybride laser/MAG, les formes des cordons de soudure sont différentes de celles observées en soudage MAG en raison de la présence du capillaire de vapeur (Figure 105). Les formes de cordon obtenues à l'aide des deux types de traceur reproduisent les résultats obtenus avec le modèle numérique. En soudage MAG, il semble que les résultats numériques soient plus proches de ceux obtenus avec l'alliage cuivre/aluminium. Le modèle reproduit correctement la géométrie à l'arrière du bain de fusion obtenu en procédé MAG. Pour le cas du soudage hybride, les résultats obtenus avec l'acier inoxydable sont plus proches des résultats issus du modèle numérique. Les formes obtenues avec les traceurs montrent clairement un changement brutal en  $x = 7$  mm, non prédit par le modèle. On observe ainsi deux zones, l'une en partie basse d'une longueur maximale de 7 mm et une autre zone en partie supérieure d'environ 22 mm de long. Cette forme de bain fondu est probablement induite par les écoulements au sein du bain liquide générés par la présence des deux sources de chaleur. Ainsi, on peut penser que la partie basse du bain est fortement influencée par la présence du capillaire de vapeur. Dans cette zone, le métal liquide doit s'écouler autour du capillaire. Pour la partie supérieure, l'écoulement est principalement influencé par la présence de l'arc, qui produit des bords très larges et longs en surface. Parmi les moteurs d'écoulement qui agissent à la surface du bain liquide, on peut citer les forces thermocapillaires (ou Marangoni) et les forces de cisaillement induites par l'écoulement des gaz au sein du plasma. Ces forces auront plutôt tendance à augmenter les largeurs et longueurs de bain. Le modèle ne prenant pas en compte ces différents phénomènes, la forme n'est reproduite que partiellement. Ces comparaisons permettent de mettre en évidence les limites d'un modèle purement conducteur. Malgré les différences observées, le modèle permet néanmoins de reproduire la forme globale du cordon de soudure observée expérimentalement.



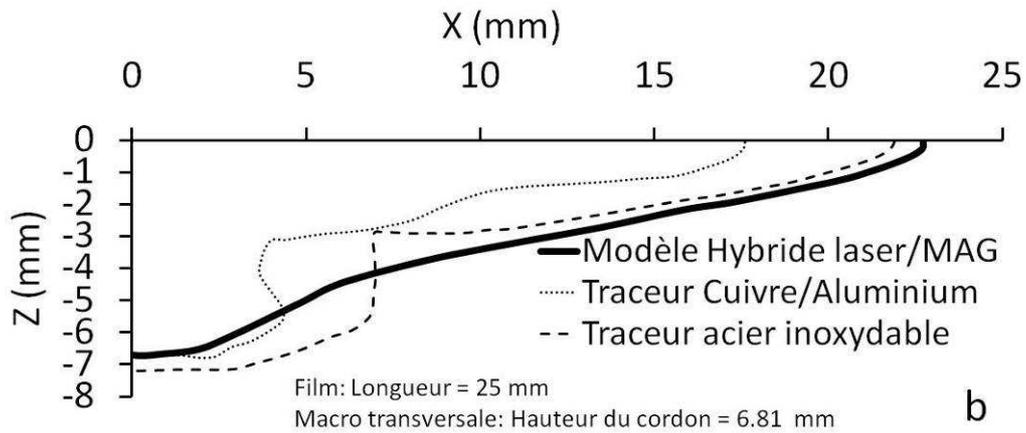


Figure 105 : Comparaison entre les coupes longitudinales numériques et expérimentales  
 (a) MAG:  $U_0 = 0,8 \text{ m/min}$ ,  $V_f = 5 \text{ m/min}$ ,  $I = 200 \text{ A}$ ,  $U = 17,6 \text{ V}$   
 (b) Hybride laser/MAG:  $U_0 = 1 \text{ m/min}$ ,  $P_{\text{laser}} 4 \text{ kW}$ ,  $V_f = 5 \text{ m/min}$ ,  $I = 200 \text{ A}$ ,  $U = 17,6 \text{ V}$ ,  
 distance fil/faisceau = 2 mm

Seules 2 coupes longitudinales avec le traceur ont pu être obtenues expérimentalement. Néanmoins, les modèles permettent d'obtenir la géométrie complète du bain de fusion (Figure 106, Figure 107 et Figure 108). En soudage MAG et en hybride laser/MAG, on observe à l'avant du bain de fusion la déformation de la surface et à l'arrière le bombé dû à l'apport de matière. De façon générale, le volume des cordons de soudure diminue quand la vitesse de soudage augmente.

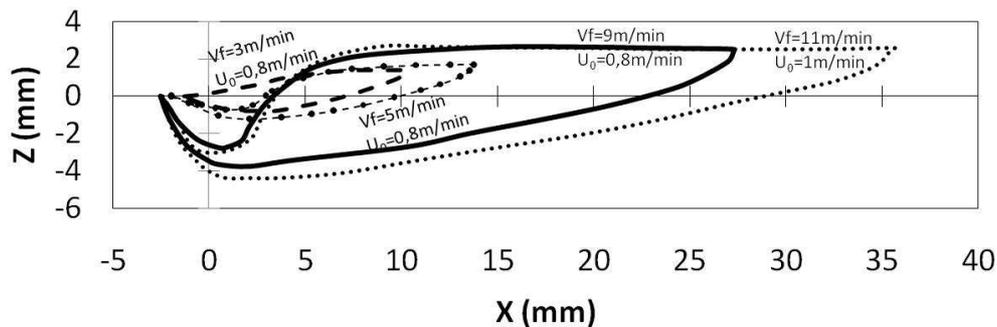


Figure 106: Coupes longitudinales le long de l'axe de symétrie obtenues à l'aide du modèle numérique MAG

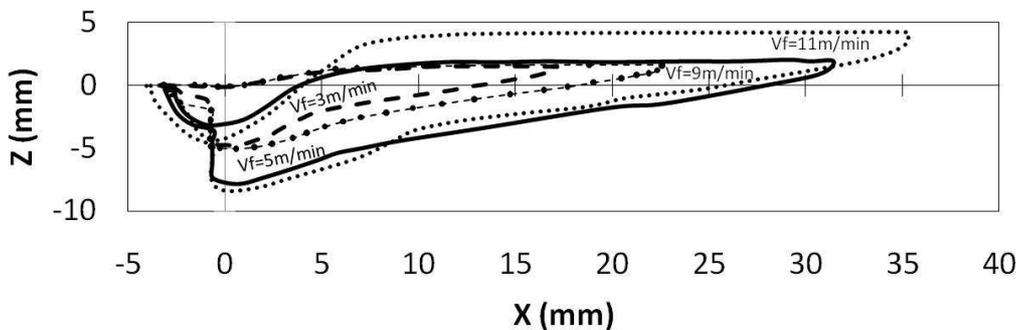


Figure 107: Coupes longitudinales le long de l'axe de symétrie obtenues à l'aide du modèle numérique hybride laser/MAG pour une vitesse de soudage de 1 m/min

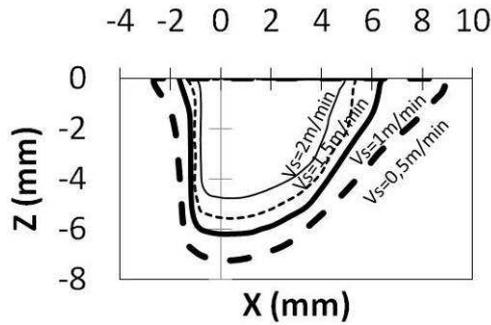


Figure 108: Coupes longitudinales le long de l'axe de symétrie obtenues à l'aide du modèle numérique laser

#### 6.4 Rendement et rayon de distribution de la source MAG

Les modèles numériques en soudage MAG et hybride ont permis de reproduire assez fidèlement les géométries transversales et longitudinales des cordons de soudure. Afin, d'obtenir ces résultats, le rendement de l'arc  $\eta$  et son rayon de distribution  $r_q$  ont été ajustés (Figure 109). L'étude de sensibilité présentée précédemment a permis de faciliter l'ajustement de ces paramètres (cf. § 5.1.7). Les valeurs calculées de rendement d'arc diminuent de 70 à 40% en MAG et de 80 à 20% pour le soudage hybride laser/MAG quand la vitesse d'apport de matière augmente soit quand la puissance d'arc augmente. Cette tendance a également été observée en soudage TIG par Niles [NILES 1995]. Leurs mesures ont montré que le rendement d'arc diminuait de 60 à 30% lorsque l'intensité augmentait de 125 à 225 A (ce qui implique également une augmentation de la vitesse d'apport de matière ou de la puissance d'arc). En effet, pour des intensités élevées (régime spray), les pertes par rayonnement de l'arc sont plus importantes et peuvent expliquer en partie cette diminution de rendement. Le rayon de distribution varie de 1 à 2 mm en soudage MAG et de 1,2 à 2 mm en soudage hybride laser/MAG. Les rendements d'arc et les rayons de distribution correspondants augmentent quand la vitesse d'apport de matière augmente. Ils sont plus importants en soudage MAG qu'en soudage hybride laser/MAG. Les rendements diminuent légèrement quand la vitesse de soudage augmente. Ainsi, le rendement d'arc et le rayon de distribution sont dépendants de la vitesse de soudage ainsi que de la vitesse d'apport de matière soit de la puissance d'arc total imposée. Ces valeurs numériques doivent être néanmoins interprétées avec prudence en raison du modèle simplifié utilisé. En effet, les faibles valeurs de rendement d'arc sont obtenues pour des vitesses d'apport de matière élevées et donc des puissances d'arc importantes. Toutefois, il a été observé lors du soudage MAG et hybride laser/MAG une grande quantité de fumées liées à l'évaporation du métal pour des vitesses d'apport de matière importantes. Ces fumées sont plus importantes en soudage hybride qu'en soudage MAG ce qui pourrait expliquer les faibles rendements d'arc obtenus pour les puissances d'arc élevées. Le modèle ne prenant pas en compte les pertes par évaporation, il est nécessaire de réduire le rendement de l'arc pour prédire les formes réalistes de bain de fusion. Il convient de mentionner que les pertes de chaleur par évaporation sont généralement introduites dans les modèles de transfert de chaleur en utilisant l'équation de Langmuir, comme l'a fait Zacharia [ZACHARIA 1991] ou plus récemment Zhou [ZHOU 2008]. Toutefois, DebRoy a montré que cette équation donnait une

mauvaise concordance avec les taux d'évaporation déterminés expérimentalement [DEBROY 1991]. Une étude spécifique a été réalisée sur le phénomène d'évaporation, elle est présentée en Annexe 3. Cette étude permet de comprendre l'importance de la prise en compte de l'évaporation. Cependant, le taux d'évaporation est mal connu du point de vue expérimental. Sans une bonne évaluation de ce taux, sa prise en compte est sans intérêt.

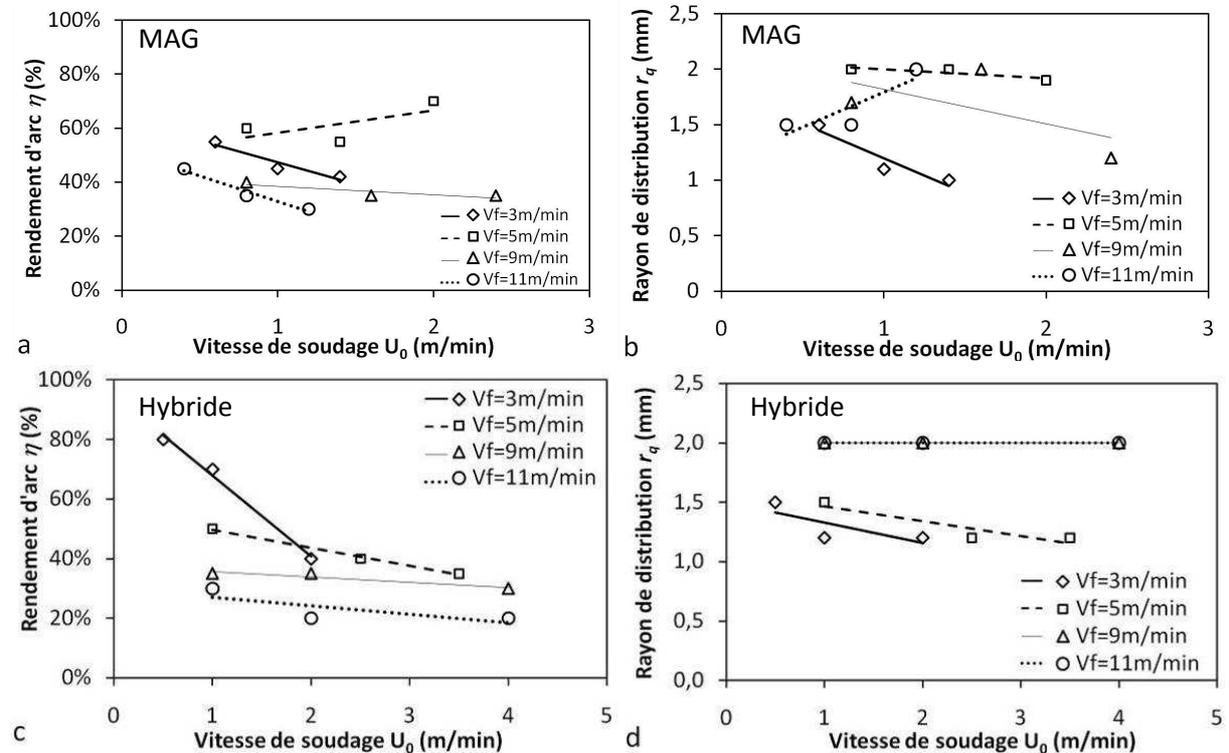


Figure 109 : Rendement d'arc calibré afin de reproduire la géométrie du cordon lors du soudage MAG (a et b) et hybride laser/MAG (c et d) en fonction de la vitesse de soudage

### 6.5 Déformation de la surface du bain de fusion et pressions d'arc correspondantes

On a observé clairement que la surface du bain de fusion se déforme sous l'action de la pression de l'arc. L'analyse des films vidéo a permis de montrer que cette déformation augmentait avec la vitesse d'apport de matière et donc avec la puissance de l'arc (cf. § 4.2.2). La pression de l'arc a été ajustée dans le modèle afin d'obtenir la meilleure adéquation entre les valeurs de déformation maximale calculées et mesurées. Dans ces simulations, la pression des gouttelettes n'a pas été incluse explicitement dans le modèle. Par conséquent, la pression d'arc présente dans notre modèle doit être interprétée comme une pression globale comprenant également l'effet des gouttelettes.

Les déformations maximales de la surface du bain fondu ont été facilement reproduites à l'aide des modèles numériques du soudage MAG et hybride laser/MAG (Figure 110). Les pressions d'arc relatives à ces déformations sont présentées sur la Figure 111. Comme nous l'avons expliqué dans l'étude de sensibilité des paramètres à ajuster, le rayon de distribution de la pression d'arc  $\sigma_p$  est égal à celui obtenu pour la puissance d'arc  $r_q$ . Nous obtenons des

pressions d'arc variant de 600 à 2200 Pa en soudage MAG et de 900 à 2400 Pa en soudage hybride laser/MAG. Les pressions appliquées sur la surface du bain fondu sont plus faibles pour des basses vitesses d'apport de matière (faible puissance d'arc) que ce soit en soudage MAG ou en hybride laser/MAG. Les valeurs de pression d'arc pour des vitesses de fil d'apport inférieures à 5 m/min, doivent être interprétées avec prudence en raison des faibles valeurs de déformation observée dans cette plage. Néanmoins, on observe une nette différence entre les pressions d'arc obtenues en régime court-circuit (faible vitesse d'apport de matière) et en régime spray (vitesse d'apport de matière élevée).

Pour des vitesses d'apport de matière élevées, soit des puissances d'arc importantes, les pressions d'arc calibrées en soudage hybride sont plus importantes que celles obtenues en soudage MAG. On comprend facilement cette tendance du fait que l'on a mesuré des déformations plus importantes en soudage hybride. Ces résultats suggèrent que la présence du capillaire de vapeur influe sur la valeur de la pression d'arc. Ceci est confirmé par les observations à la caméra rapide. En effet, pendant le soudage hybride, l'observation des vidéos montre que l'emplacement de l'impact des gouttelettes sur la surface du bain de fusion est différent de celui observé en soudage MAG, pour les mêmes paramètres de l'arc. Les gouttelettes semblent être attirées par le capillaire de vapeur. Ainsi l'équilibre des différentes forces agissant sur la surface du bain de fusion est modifié. De plus, Fan suggère dans ces travaux que les forces électromagnétiques agissant sur la goutte jouent un rôle important dans le détachement des gouttelettes, en particulier à des courants élevés [FAN 2004]. On peut donc imaginer que la présence du capillaire de vapeur et des vapeurs métalliques éjectées à travers le keyhole ait un effet sur les phénomènes physiques de l'arc.

Les pressions d'arc maximales sembleraient ne pas dépendre de la vitesse de soudage aux erreurs près. Elles dépendent bien sûr fortement de la vitesse d'apport de matière et donc de la puissance de l'arc. Comme nous l'avons signalé dans la partie bibliographique, il existe très peu de données sur les pressions rencontrées en soudage MIG-MAG. Les simulations numériques relatives à ce procédé utilisent habituellement les données disponibles pour le soudage TIG. Afin de comparer nos résultats avec ceux mesurés en soudage TIG par Lin et Eager, une moyenne de la pression d'arc sur les différentes vitesses de soudage pour une vitesse d'apport de matière constante a été réalisée (Figure 112) [LIN 1986]. Dans leurs travaux, la pression d'arc de soudage TIG a été mesurée pour des courants de 300 à 600 ampères. L'ordre de grandeur des pressions d'arc obtenu en procédé MAG et hybride semble être proche de celui obtenu en procédé TIG. Bien que les procédés de soudage TIG et de soudage MAG soient très différents, il est intéressant de noter que les valeurs de pression d'arc en soudage MAG semblent être dans le même intervalle que celui observé en soudage TIG pour un angle d'affûtage de l'électrode de 60°. A noter qu'en soudage MAG, la forme de l'électrode évolue en fonction du détachement des gouttelettes. Malgré des pressions d'arc proches dans les 2 procédés, il est bien connu que la déformation de la surface du bain en soudage TIG (généralement inférieure à 1 mm) est bien plus faible qu'en soudage MAG. On peut supposer que cette différence s'explique par une surface de bain plus grande en soudage MAG. En effet, les déformations obtenues pour une pression d'arc donnée seront d'autant plus grandes que la surface du bain liquide est grande.

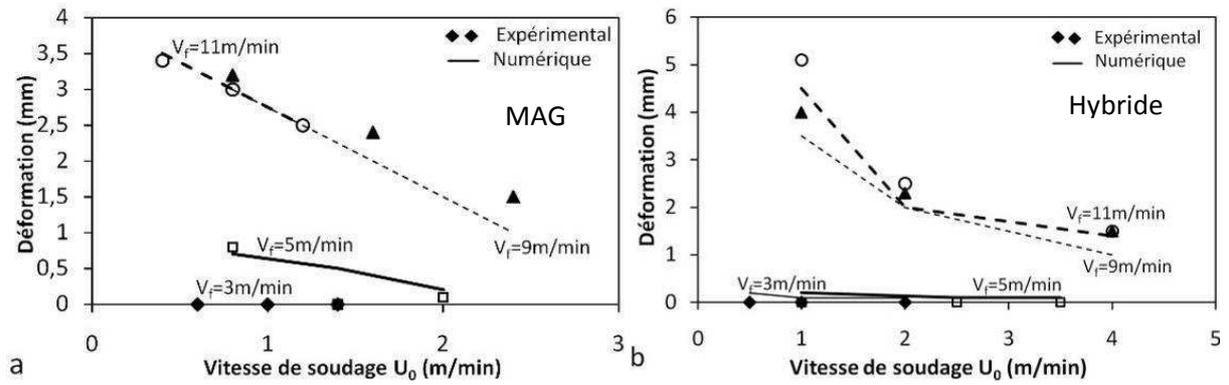


Figure 110 : Comparaison entre les valeurs de déformation maximales numériques et expérimentales lors du soudage MAG (a) et hybride laser/MAG (b) en fonction de la vitesse de soudage

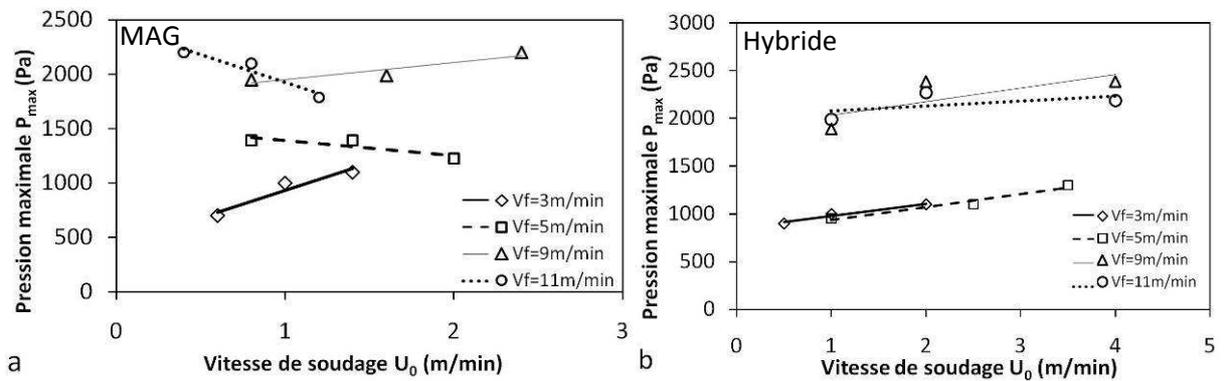


Figure 111 : Pressions d'arc maximales calibrées afin de reproduire la déformation observée expérimentalement lors du soudage MAG (a) et hybride laser/MAG (b) en fonction de la vitesse de soudage

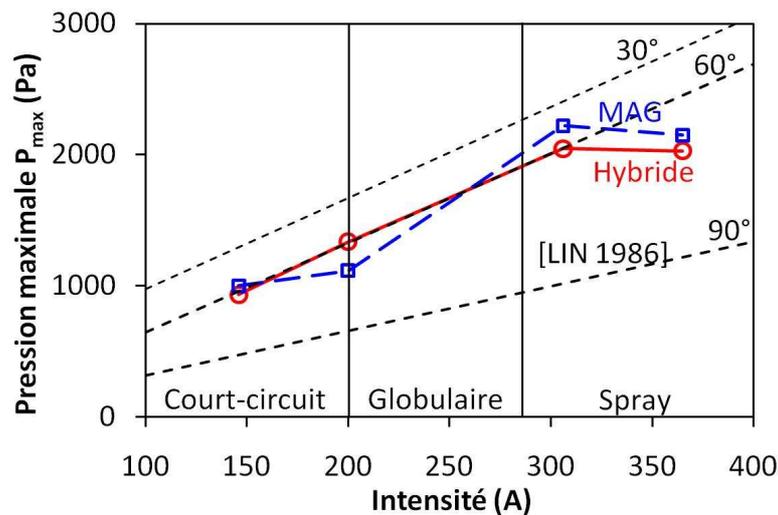


Figure 112 : Pressions d'arc maximales calibrées pour du soudage MAG (a) et hybride laser/MAG (b) en fonction de l'intensité d'arc  
 Comparaison avec les mesures de Lin et Eager (courbes en pointillé) obtenues en soudage TIG pour différents angles d'affûtage [LIN 1986]

## 6.6 La puissance laser

En soudage laser, la puissance absorbée par la pièce est décomposée en deux parties, d'une part l'énergie déposée en surface pour reproduire la forme évasée du cordon et d'autre part l'énergie déposée sur la paroi du capillaire imposée ici sous forme d'une température égale à la température d'évaporation. La source surfacique représente environ 20% à 40% de l'énergie totale absorbée par la pièce (l'énergie totale étant la somme de ce flux surfacique et de l'intégrale du flux de chaleur sur la paroi du capillaire) (Figure 113a). La part de la source surfacique diminue quand la vitesse de soudage augmente. Cette tendance est facilement compréhensible. En effet, la forme évasée à la surface des cordons diminue quand la vitesse de soudage augmente. L'énergie totale injectée correspond en moyenne à 90% de la puissance de consigne du laser (4 kW). Ces taux d'absorption confirment l'ordre de grandeur donné dans ces conditions dans les travaux Fabbro (80 à 90 %) [FABBRO 2005].

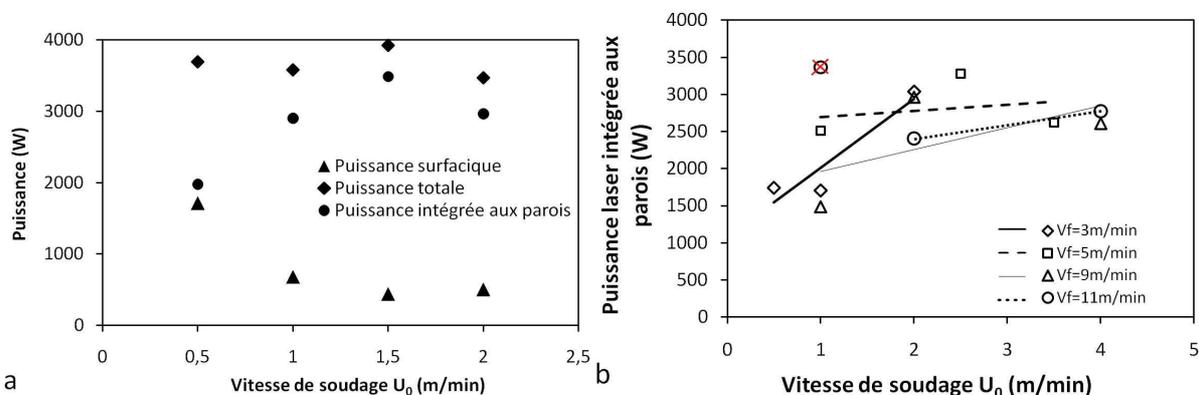


Figure 113 : Puissance laser réellement injectée afin de reproduire la géométrie du cordon lors du soudage laser (a) et hybride laser/MAG (b) en fonction de la vitesse de soudage

En soudage hybride laser/MAG, la puissance intégrée du flux de chaleur sur les parois du capillaire varie de 1500 à 3500 W en fonction de la vitesse de soudage (Figure 113). Dans le cas du soudage laser seul, la source surfacique permet de reproduire la géométrie évasée en surface du cordon de soudure. Dans le cas du soudage hybride, cette puissance de surface peut être considérée comme incluse dans la source de chaleur surfacique gaussienne de l'arc. Cette part de puissance reste cependant minime et difficile à évaluer à travers la configuration du modèle. Ainsi, les valeurs de puissance laser ont été ajustées afin d'obtenir les pénétrations mesurées expérimentalement. Toutefois, en comparant les flux intégrés de chaleur sur la paroi du capillaire en soudage hybride avec ceux obtenus en soudage laser, on observe une cohérence des résultats. En effet, dans les 2 procédés de soudage, on observe une croissance de cette fraction de puissance intégrée à la surface du cylindre avec la vitesse de soudage. De même, pour des vitesses de soudage faibles (1 m/min), cette puissance est de l'ordre de la moitié de la puissance de consigne du laser (4 kW). Il faut toutefois signaler un jeu de données opératoires qu'il n'est pas possible d'analyser correctement : c'est celui correspondant à une vitesse d'apport de matière de 11 m/min et une vitesse de soudage de 1 m/min (point signalé en rouge sur la Figure 113 b). En soudage MAG pour des conditions semblables ( $V_f = 11\text{ m/min}$  et  $U_0 = 0,4\text{ m/min}$ ), on peut observer un cordon très pénétrant (voir Figure 101). Pour reproduire cette pénétration en soudage MAG, nous avons surestimé la

puissance d'arc utilisée, ce qui ne permettait pas de reproduire correctement la géométrie observée (qui ressemble en fait à celle obtenue en soudage hybride, en raison probablement de la très forte pression dynamique induite par les gouttelettes dans ce régime). En soudage hybride pour ces mêmes conditions, cette pénétration est accentuée en raison de l'effet du laser. Ainsi, pour reproduire au mieux cette géométrie à l'aide des simulations (voir Figure 103), la puissance d'arc a dû être diminuée et la puissance nécessaire pour reproduire la pénétration se retrouve donc complètement dans la puissance laser, qui de ce fait est très largement surestimée ; ce qui bien sûr n'a aucun sens physique ici. Ce point n'est donc pas à prendre en compte dans l'analyse de l'évolution de la puissance laser nécessaire en soudage hybride (Figure 113-b), qui montre une croissance de celle-ci avec la vitesse de soudage en accord avec ce qui avait été observé en soudage laser seul.

### 6.7 Bilan des paramètres à calibrer

Grâce à ces différentes configurations étudiées, nous avons déterminé des lois polynomiales pour les paramètres à caler (la pression d'arc maximale, le rendement d'arc  $\eta$  et le rayon de distribution de la puissance d'arc  $r_q$ ) en fonction des données d'entrée que sont la puissance d'arc et la vitesse de soudage. Pour rappel, la puissance d'arc est imposée par la vitesse d'apport de matière (Figure 81). En soudage MAG, ces paramètres dépendent uniquement de la puissance d'arc et de la vitesse de soudage. En soudage hybride laser/MAG en configuration tirée, les données de sortie dépendent aussi uniquement de la puissance d'arc et de la vitesse de soudage car dans nos simulations, la puissance laser est constante à 4 kW et la distance fil/faisceau maintenu à 2 mm. Les Tableau 10 et Tableau 11 présentent les coefficients des polynômes obtenus à l'aide de la fonction « polyfitn » du logiciel MATLAB® qui sont du type :

$$Y(U_0, P_{arc}) = a.U_0^3 + b.U_0^2.P_{arc} + c.U_0^2 + d.U_0.P_{arc}^2 + e.U_0.P_{arc} + f.U_0 + g.P_{arc}^3 + h.P_{arc}^2 + i.P_{arc} + j \quad (32)$$

Avec  $U_0$  en m/min et  $P_{arc}$  en kW. Ces différentes expressions sont utilisables dans le cas du soudage à plat d'un acier S355 avec un jeu inférieur à 200  $\mu\text{m}$ . Elles permettent de ne pas avoir à faire la démarche de calibration des paramètres inconnus lors de la simulation de configurations de soudage non connues dans les plages opératoires suivantes :

- vitesse de soudage  $U_0$  : de 0,4 à 4 m/min,
- puissance  $P_{arc}$  : de 2 à 11 kW

A ces paramètres d'ajustement se rajoutent la modification de la conductivité thermique. Les facteurs multiplicatifs utilisés sont répertoriés dans le Tableau 12.

<b>MAG</b>	$U_0^3$	$U_0^2 \cdot P_{arc}$	$U_0^2$	$U_0 \cdot P_{arc}^2$	$U_0 \cdot P_{arc}$	$U_0$	$P_{arc}^3$	$P_{arc}^2$	$P_{arc}$	Cste	Erreur (%)
Y ( $U_0, P_{arc}$ )	a	b	c	d	e	f	g	h	i	j	
Pression d'arc (Pa)	260,2	137,6	-2114,6	-19,7	-141,5	3606,8	1,7	-39,4	636,1	-1886,5	3
Rendement (%)	-5,4257	-3,824	61,038	-0,3594	12,158	-129,53	0,3666	-7,3102	37,549	47,419	1,5
Rayon (mm)	-0,9296	-0,1066	4,3745	0,0187	0,1644	-6,3446	0,019	-0,4227	2,5565	-0,1879	2,5

*Tableau 10 : Coefficient des polynômes d'ordre 3 donnant la pression d'arc maximale, le rendement d'arc et le rayon de distribution de la puissance d'arc en fonction de la vitesse de soudage et de la puissance d'arc en soudage MAG*

<b>Hybride laser/MAG</b>	$U_0^3$	$U_0^2 \cdot P_{arc}$	$U_0^2$	$U_0 \cdot P_{arc}^2$	$U_0 \cdot P_{arc}$	$U_0$	$P_{arc}^3$	$P_{arc}^2$	$P_{arc}$	Cste	Erreur (%)
Y ( $U_0, P_{arc}$ )	a	b	c	d	e	f	g	h	i	j	
Pression d'arc (Pa)	35,3	-22,4	-169,2	-5,5	172,3	125,3	-11	209,6	-1128	2330,2	2
Rendement arc (%)	-2,7767	-0,1626	22,289	-0,4146	7,2754	-79,468	-0,0985	2,6191	-26,054	156,79	7
Rayon (mm)	-0,0186	-0,0039	0,1708	-0,0011	0,05	-0,6518	-0,0033	0,501	-0,1362	1,7915	2,5
Rendement laser (%)	-7,7791	3,5972	21,4748	-1,4471	3,2789	-14,417	0,507	-6,9615	34,7461	-7,1023	10

*Tableau 11 : Coefficient des polynômes d'ordre 3 donnant la pression d'arc maximale, le rendement d'arc et le rayon de distribution de la puissance d'arc en fonction de la vitesse de soudage et de la puissance d'arc en soudage hybride laser/MAG*

<b>laser</b>	Anisotrope, selon x : × 6	
	2 m/min < Vf < 7 m/min	7 m/min < Vf < 12 m/min
<b>MAG</b>	Sans modification	Isotrope : × 3
<b>Hybride laser/MAG</b>	Anisotrope selon z : × 6	Isotrope : × 3

*Tableau 12 : Bilan des facteurs multiplicatifs de la conductivité thermiques pour les procédés de soudage laser, MAG et hybride laser/MAG*

## 6.8 Cycles thermiques

L'objectif principal de notre étude est d'obtenir un modèle simple qui permet de prédire la géométrie des cordons de soudure ainsi que les cycles thermiques induits en vue d'effectuer des calculs de déformations et contraintes résiduelles par la suite. A partir des résultats calculés par le logiciel COMSOL Multiphysics<sup>®</sup>, nous avons extrait quelques cycles thermiques correspondant aux 5 points figurant sur la Figure 114. Un exemple de champ de température est donné sur la Figure 115. Les cycles correspondant aux 5 points sont présentés sur la Figure 116. Ces données nécessitent bien sûr une confrontation avec les données expérimentales correspondantes qui devraient être réalisées par la suite. On peut cependant être confiant pour une telle confrontation dans la mesure où pour des paramètres thermophysiques donnés (censés représenter fidèlement le matériau S355 utilisé), nous avons montré que nos simulations étaient capables de reproduire assez correctement la forme tridimensionnelle (section et longueur) des bains liquides obtenus expérimentalement pour les différents paramètres opératoires utilisés.

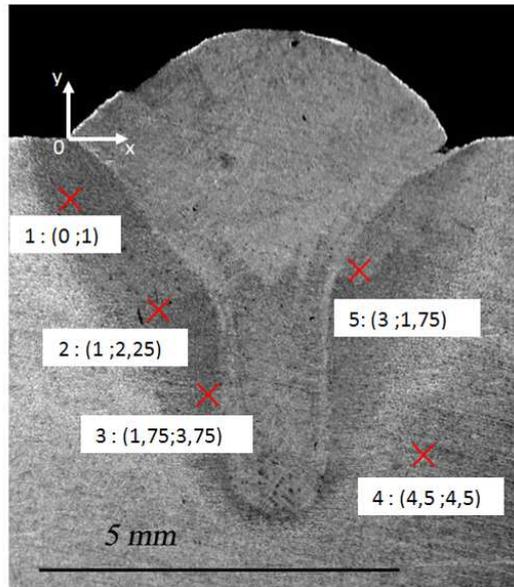


Figure 114: Macrographie d'un cordon pleine tôle obtenue par le procédé hybride laser/MAG avec les coordonnées des 5 points dont vont être extraits les cycles thermiques ( $V_s=1$  m/min et  $V_f=5$  m/min,  $P_{laser} = 4$  kW et distance fil/faisceau = 2 mm)

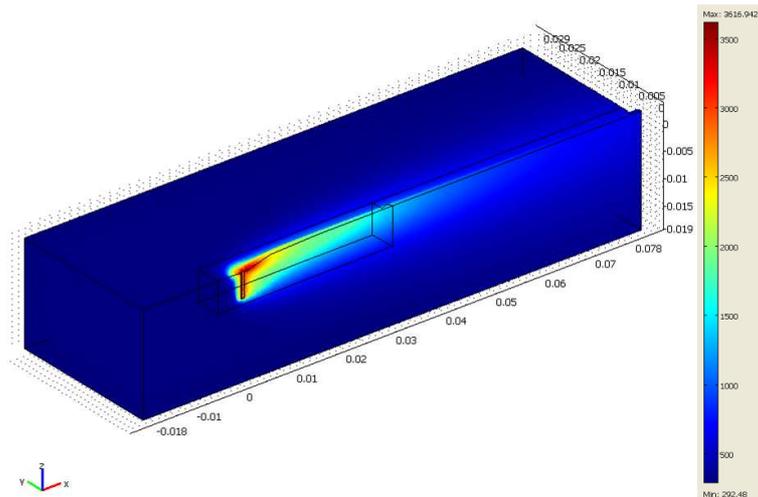


Figure 115: Champ de température obtenu à l'aide du modèle numérique hybride laser/MAG ( $V_s=1$  m/min et  $V_f=5$  m/min,  $P_{laser} = 4$  kW et distance fil/faisceau = 2 mm)

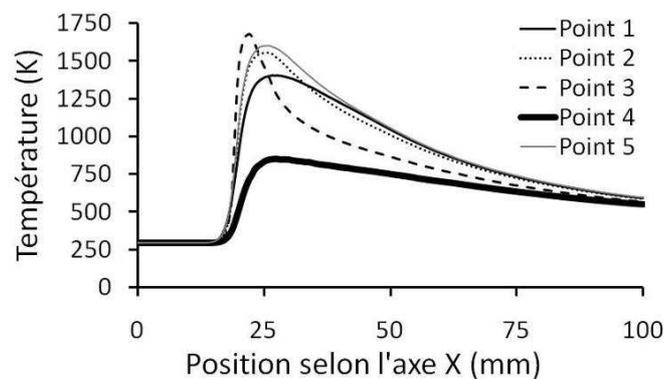


Figure 116: Cycles thermiques obtenus pour les 5 points de la Figure 114 ( $V_s=1$  m/min et  $V_f=5$  m/min,  $P_{laser} = 4$  kW et distance fil/faisceau = 2 mm)

## 6.9 Conclusion

Des modèles tridimensionnels thermiques des procédés de soudage par laser, MAG et hybride laser /MAG ont été développés en configuration non débouchante et à plat. Ces modèles ont été validés à travers de nombreuses configurations de soudage. Les modèles permettent de reproduire fidèlement la géométrie complète du cordon de soudure. L'avantage de ce modèle simplifié réside dans les temps de calcul non prohibitifs, puisqu'ils avoisinent les 10 minutes au total.

Les modèles ont été validés par une mesure complète du cordon de soudure (largeur, pénétration et longueur). Les longueurs du bain de fusion ont bien été prises en compte pour la validation de la géométrie. Cependant, une modification de la conductivité thermique a dû être mise en place pour obtenir les longueurs de bain fondu expérimentales.

Le champ thermique est calculé sur une géométrie déformée dans les modèles de soudage MAG et hybride laser/MAG. En effet, l'apport de matière et la déformation de la surface sous l'action de la pression d'arc ont été pris en compte. Une hypothèse a été faite sur la répartition de la pression d'arc : le rayon de distribution de la pression d'arc a été choisi identique à celui de la puissance d'arc. Pour les paramètres de la puissance d'arc, à savoir le rendement et le rayon de distribution, il a été montré qu'il existait un couple unique permettant d'obtenir les trois observables : largeur, pénétration et longueur.

Le modèle de soudage laser est limité au soudage basse vitesse, c'est-à-dire inférieur à 5 m/min. En soudage MAG, pour les configurations à très fortes puissances d'arc et basse vitesse de soudage, les résultats du modèle numérique sont moins fidèles aux résultats expérimentaux. En effet, un modèle purement conducteur reproduit difficilement la géométrie complexe en palier qui est due aux mouvements de fluide à l'intérieur du bain de fusion. La géométrie globale est reproduite et on peut penser que les cycles thermiques induits sont corrects. Néanmoins la forme réaliste en palier est difficile à reproduire au vu de la non prise en compte de la mécanique des fluides. Le modèle de soudage hybride ne présente pas de limites d'utilisation dans les gammes actuellement utilisées.

Des lois polynomiales des différents paramètres ont été obtenues afin de les utiliser dans de futures simulations numériques : rendement d'arc, rayon de distribution, pression d'arc et conductivité thermique. Ces expressions permettront de simuler de très nombreuses configurations de soudage sans avoir à faire de procédure de calibration de paramètres ou d'essais expérimentaux supplémentaires.

Les modèles permettent d'obtenir le cycle thermique complet en cours de soudage. En effet, les simulations reproduisent correctement la géométrie du cordon de soudure (largeur, pénétration et longueur) obtenue expérimentalement pour les différentes configurations opératoires utilisées. On peut ainsi supposer que les cycles thermiques correspondent à la réalité.



## 7. Conclusion et perspectives

A travers l'étude expérimentale, on constate la complexité du procédé hybride laser/MAG qui met en jeu de nombreux paramètres opératoires. La connaissance individuelle des procédés de soudage MIG-MAG ou laser n'est pas suffisante pour avoir une compréhension complète du procédé de soudage hybride laser/MIG-MAG.

L'originalité de cette étude a été l'utilisation de l'imagerie rapide qui est de plus en plus utilisée afin de déterminer le comportement physique du bain de fusion à travers l'interaction arc/laser, laser/matière et arc/matière. La caméra rapide permet d'observer le procédé en cours de soudage, du détachement des gouttes d'apport de matière aux phénomènes de convection en surface du bain de fusion. Des techniques spécifiques ont permis d'acquérir des données particulières difficiles à obtenir par d'autres moyens. En effet, la longueur du bain de fusion, la déformation de la surface induite par la pression d'arc, la vitesse en surface du bain de fusion, les vitesses, les fréquences, le rayon et la pression des gouttes lors du détachement du fil d'apport ont pu être déterminés.

Environ 250 configurations ont ainsi été réalisées afin de créer une large base de données. L'ensemble des configurations étudiées recouvre la gamme des paramètres opératoires actuellement utilisés dans l'industrie. Chaque configuration demande plusieurs lignes de fusion. En effet, chaque paramètre observable nécessite une instrumentation et une visualisation spécifique et donc une ligne de fusion correspondante. En plus des observations à la caméra rapide, des lignes de fusion supplémentaires ont été réalisées afin d'obtenir la coupe transversale et longitudinale pour l'ensemble des configurations étudiées. La géométrie en coupe longitudinale a été obtenue à l'aide d'un traceur interne. Ces essais ont permis d'étudier l'influence des différents paramètres opératoires sur la géométrie de la ligne de fusion en soudage MAG, laser et hybride laser/MAG

La mesure de la longueur du bain fondu n'est que très rarement étudiée. Néanmoins, cette donnée permet une validation supplémentaire des modèles numériques. Ainsi, la mesure de la longueur du bain de fusion a été obtenue avec précision à l'aide de l'imagerie rapide pour les 3 procédés de soudage MAG, laser et hybride laser/MAG. Nous avons montré qu'une mesure directe sur le cordon après le soudage permet d'obtenir une mesure approchée de la longueur du bain de fusion malgré la sous-estimation de la mesure. Ainsi, il est possible d'avoir une mesure approchée si on ne dispose pas de caméra rapide.

Dans la littérature, aucune donnée expérimentale n'existe sur la mesure de la déformation de la surface du bain de fusion en soudage MAG ou soudage hybride. La mesure de la pression a quant à elle été étudiée dans le cas du soudage TIG [LIN 1986]. Dans les travaux concernant le soudage MIG-MAG, il est habituel d'utiliser ces valeurs de pression [KIM 2003, KUMAR 2004-a, ZHANG 2004-a]. Néanmoins, il est bien connu que les déformations de la surface en soudage MIG-MAG sont plus importantes qu'en soudage TIG. Ainsi, dans cette étude, une mesure précise de la déformation de la surface a été réalisée grâce

à l'utilisation de l'imagerie rapide. Cette mesure nous a permis par la suite de développer un modèle prenant en compte cette déformation de la surface du bain de fusion. En effet, le dépôt d'énergie se fait sur une surface fortement déformée, ce qui est rarement pris en compte dans les modèles présentés dans la littérature qui font généralement l'hypothèse d'une surface plane.

Du point de vue des mesures de fréquence, de vitesse de détachement et de pressions des gouttes, les travaux antérieurs sont nombreux. Néanmoins, ils présentent de nombreuses discordances [JONES 1998, LIN 2001, WANG 2003, VALENSI 2007, PARK 2009]. Une étude spécifique a donc été réalisée dans le cadre de nos configurations propres afin d'éclaircir le comportement du détachement de gouttes. L'influence d'un faisceau laser sur le détachement des gouttes dans le cas du soudage hybride laser/MAG a ainsi été étudiée. Ces données pourront être utilisées par des numériciens qui modélisent le détachement des gouttes.

L'ensemble de ces données a permis de réaliser une base de données expérimentales et d'obtenir des expressions analytiques des données de sortie (largeur, pénétration, surépaisseur, surface, déformation et longueur) en fonction des données d'entrée (puissance d'arc et vitesse de soudage). Ces expressions permettront d'éviter de réaliser des essais supplémentaires pour déterminer les caractéristiques du cordon de soudure pour une configuration de soudage inconnue. De plus, cette base de données a permis de valider les modèles numériques développés au cours de ce travail de thèse.

En effet, des modèles thermiques tridimensionnels spécifiques aux procédés de soudage MAG, laser et hybride laser/MAG ont été développés dans le cas du soudage non débouchant en régime quasi-stationnaire. Dans le cas du soudage laser, une approche simple a été réalisée : on suppose la géométrie du capillaire de vapeur connue et à la température de paroi égale à la température d'évaporation du métal. La déformation de la surface du bain fondu sous l'effet de la pression d'arc a été prise en compte pour les procédés de soudage MAG et hybride à travers une approche variationnelle qui minimise l'énergie totale du bain de fusion, avec la contrainte que le bain de fusion a un volume constant défini par le débit massique d'apport de matière. Ces modèles simplifiés permettent d'obtenir en quelques minutes la géométrie complète du cordon de soudure et les cycles thermiques induits.

Les géométries de cordon ont été validées à travers 28 configurations de soudage : 4 en soudage laser, 12 en soudage MAG et 12 en soudage hybride laser/MAG. Les modèles reproduisent correctement la largeur, la pénétration, la surépaisseur, la longueur et la déformation de la surface. Les modèles ont aussi permis d'obtenir des expressions analytiques des différents paramètres à caler lors de la simulation: rendement d'arc, rayon de distribution, pression d'arc, modification de la conductivité thermique. Ces expressions permettront de réaliser de très nombreuses configurations de soudage sans avoir à faire de procédures de calibration de paramètres ou d'essais expérimentaux supplémentaires.

Du point de vue du projet HYPROSOUND, les objectifs ont été presque atteints. En effet, une étude complète en termes de géométrie et d'observation par imagerie rapide a été réalisée sur les procédés de soudage MAG, laser et hybride laser/MAG. Un modèle simple a été développé afin de prédire la géométrie du cordon de soudure et les cycles thermiques. De plus, ce modèle a été conçu sur un logiciel commercial et sur un ordinateur de bureau avec des temps de calcul raisonnables. Néanmoins, la configuration en angle n'a pas été étudié.

### **Perspectives :**

Du point de vue expérimental, une mesure des températures par thermocouples en cours de soudage afin d'obtenir les cycles thermiques est en cours de réalisation. Ces résultats permettraient de valider les champs de température issus de la modélisation numérique. Un deuxième point serait d'effectuer une mesure par calorimétrie des rendements d'arc. En effet, la littérature présente de nombreux résultats qui sont en désaccord [VITTOORAPORN 1990, DUPONT 1995, NILES 1995]. Ces différences peuvent s'expliquer du fait que les conditions opératoires soient différentes. Cependant, il est donc difficile de justifier les rendements utilisés pour nos configurations. Des mesures spécifiques dans le cadre du soudage pourraient aussi être envisagées. Ces mesures permettraient de pouvoir prendre en compte correctement les pertes par évaporation dans le modèle numérique.

Du point de vue numérique, les modèles développés sont en cours d'évolution pour être appliqués au cas du soudage débouchant. Par la suite, ils pourront évoluer pour simuler le cas du soudage en angle. Une autre approche serait de réaliser une comparaison de notre modèle thermique avec un modèle plus physique thermohydraulique permettant de valider les différentes hypothèses choisies dans cette étude. La mise au point d'un modèle thermohydraulique complet avec le logiciel COMSOL constitue donc une étape future incontournable. Une description complète de l'arc avec une description complète du plasma et du détachement des gouttes serait envisageable dans le cas du soudage hybride.



# **ANNEXES**



## Annexe 1 : Etude de sensibilité des propriétés thermophysiques

L'influence des propriétés thermophysiques a été étudiée dans cette partie. Une comparaison des propriétés constantes selon la phase liquide ou solide ou fonction de la température a été réalisée. L'influence de la chaleur latente de fusion a aussi été étudiée. Une source de chaleur de distribution gaussienne ( $\eta UI = 2300 \text{ W}$ ,  $r_q = 2 \text{ mm}$ ) a été appliquée sur la surface supérieure plane d'un parallélépipède de dimension ( $50 \times 30 \times 20 \text{ mm}$ ) avec une vitesse de déplacement de  $1 \text{ m/min}$  (Figure 118). Les valeurs constantes des propriétés thermophysiques sont de  $7703 \text{ kg.m}^{-3}$  pour la masse volumique,  $39,8 \text{ W.m}^{-1}.\text{K}^{-1}$  pour la conductivité thermique et  $605 \text{ J.kg}^{-1}.\text{K}^{-1}$  pour la capacité thermique massique.

La prise en compte de la chaleur latente de fusion semble avoir une importance sur la longueur du bain fondu (Tableau 5). En effet, la longueur du bain fondu est plus élevée quand on prend en compte la chaleur latente de fusion. Par contre, la largeur semble être légèrement plus faible quand on prend en compte la chaleur latente de fusion. La géométrie est très différente selon que les propriétés sont fonction de la température ou constante selon les phases.

En observant les cycles thermiques induits par ces différents essais, on constate une grande influence des propriétés en fonction de la température ou constante ainsi que de la prise en compte de la chaleur latente (Figure 117). En effet, un écart de  $400^\circ\text{C}$  peut être observé pour certaines positions sur l'axe. Ainsi, les propriétés thermophysiques ont été choisies fonction de la température avec une prise en compte de la chaleur latente de fusion. Cette étude montre également qu'il est important d'avoir une bonne connaissance des propriétés thermophysiques de l'acier étudié. Il faut donc être conscient qu'une légère incohérence dans les résultats peut être due à une erreur sur les propriétés thermophysiques choisies de l'acier S355. En effet, dans notre étude, nous connaissons les propriétés thermophysiques jusqu'à la température de  $1000^\circ\text{C}$ . Pour des températures supérieures, les propriétés ont été prises constantes. Cependant, il est très difficile d'obtenir les propriétés thermophysiques dans la phase liquide. Ainsi, une erreur peut être induite. Différentes configurations dans la phase liquide ont été testées, par exemple, en extrapolant les valeurs dans la phase solide. Dans cette dernière configuration, une légère modification de la géométrie a été observée mais elle est moins de 5% sur la pénétration, la largeur et la longueur. Il faut donc bien être conscient de l'hypothèse que nous avons choisie des propriétés constantes dans la phase liquide.

	Propriétés f(T) +Lf	Propriétés f(T) sans Lf	Propriétés constantes + Lf	Propriétés constantes sans Lf
longueur BF	9	8,06	7,61	7,03
Largeur BF	2,92	3,05	2,64	2,75

*Tableau 5 : Largeur et longueur du bain fondu obtenues lors de l'étude de l'influence des propriétés thermophysiques*

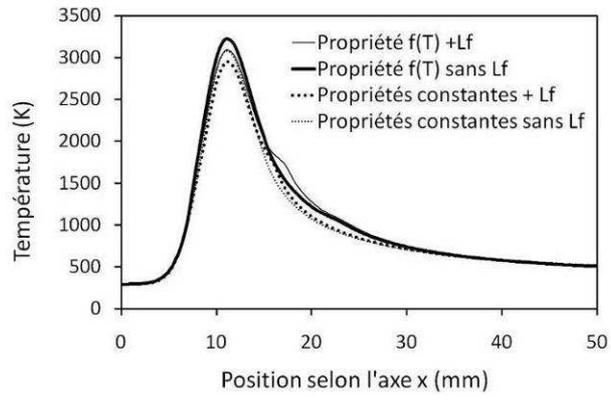


Figure 117 : Influence des propriétés thermophysiques sur le cycle thermique le long de l'axe de symétrie  $x$

## Annexe 2 : Etude de sensibilité de la géométrie de la modélisation

Une étude de sensibilité de la géométrie a été réalisée pour la simulation. En effet, la géométrie utilisée pour la simulation ne correspond pas à la géométrie réelle des tôles soudées, puisque 3 cordons espacés d'environ 15 mm sont réalisés sur une même plaque. Ainsi, l'influence de la géométrie du modèle a été étudiée sur le cycle thermique induit dans la direction de soudage (x) sur l'axe de symétrie (Figure 86). Pour effectuer cette étude, nous avons utilisé une géométrie non déformée avec une surface plane et d'épaisseur constante égale à 20 mm (Figure 86). Une source de chaleur de distribution gaussienne ( $\eta UI = 2300$  W,  $r_q = 2$  mm) a été appliquée sur la surface supérieure de la géométrie à tester. Les calculs sont effectués pour une vitesse de soudage de 1 m/min. Nous avons fait varier la largeur et la longueur de la géométrie respectivement de 5 à 30 mm et de 20 à 25 mm.

Cette étude montre que l'effet de bord est ressenti pour une largeur inférieure à 5 mm soit à 2 mm de l'isotherme de fusion (Figure 119). L'influence de la longueur de la géométrie est presque inexistante (Figure 120). Néanmoins, plus la longueur est faible, moins l'information sur le refroidissement de la pièce est importante.

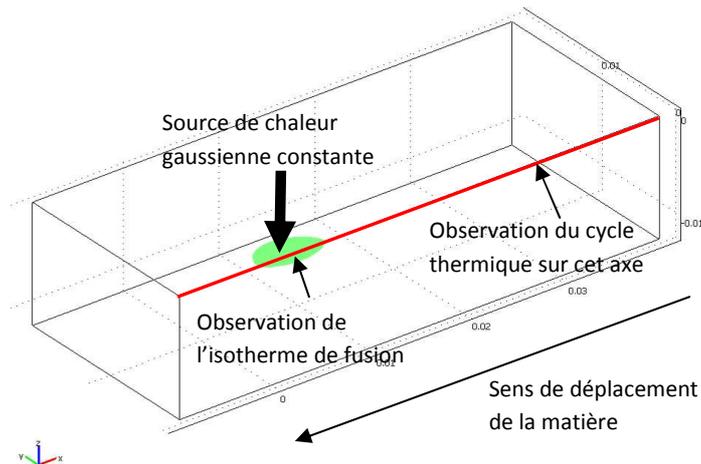


Figure 118 : Principe de la géométrie des études de sensibilité

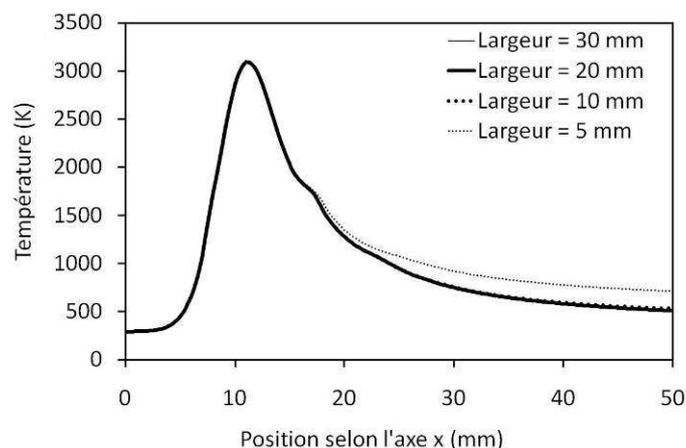
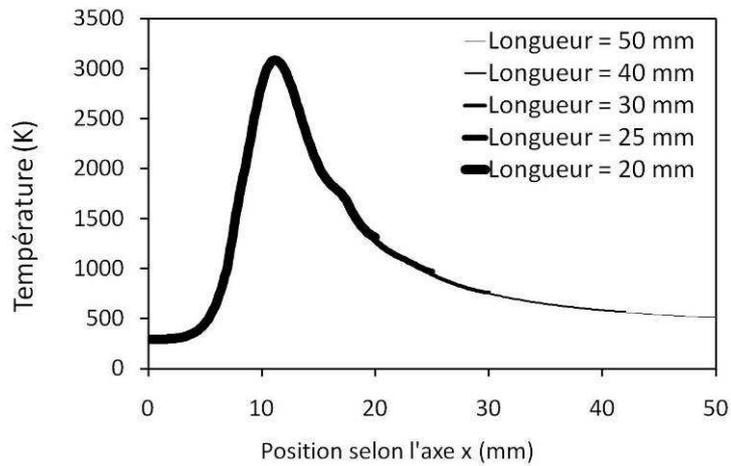


Figure 119 : Influence de la largeur sur le cycle thermique sur l'axe de symétrie x pour une longueur fixe de 50 mm



*Figure 120: Influence de la longueur sur le cycle thermique sur l'axe de symétrie x pour une largeur fixe de 20 mm*

Ainsi, la géométrie choisie pour l'étude a été fixée à une longueur de 100 mm afin d'obtenir une information complète sur le cycle thermique jusqu'au retour à la température ambiante de l'échantillon. La largeur a finalement été fixée à 30 mm. En effet, la largeur du cordon de soudure peut atteindre jusqu'à 8 mm d'après les essais expérimentaux (cf. § 4.1.1.2). L'influence de l'épaisseur n'a pas été étudiée car nous avons sélectionné l'épaisseur réelle de la tôle soit 20 mm.

### Annexe 3 : Etude du flux évaporé

Dans les procédés de soudage, le phénomène d'évaporation est présent. Dans la littérature, un modèle simple permettant de calculer le taux d'évaporation à la surface du métal liquide est donné par la loi de Langmuir [DUSHMAN 1962, DEBROY 1995] :

$$J = \frac{p^0}{\sqrt{2\pi M R T}} \quad (33)$$

Où  $J$  représente le flux évaporé en  $\text{mol.cm}^{-2}.\text{s}^{-1}$ ,  $p^0$  représente la pression de vapeur de l'espèce évaporée à la surface du liquide en  $\text{g.cm}^{-1}.\text{s}^{-2}$ ,  $M$  est la masse molaire en  $\text{g.mol}^{-1}$ ,  $R$  est la constante des gaz parfait ( $R = 8.314.10^7 \text{ g.cm}^2.\text{s}^{-2}.\text{mol}^{-1}.\text{K}^{-1}$ ) et  $T$  la température en Kelvin.

DebRoy attire l'attention sur le fait que cette loi peut être utilisée pour calculer les taux d'évaporation en présence de faibles pressions pour lesquelles il n'y a pas de condensation de la vapeur de manière significative. Or, des données expérimentales indiquent que les taux d'évaporation dans les conditions de soudage sont 5 à 10 fois plus faibles que ceux prédits par la loi de Langmuir [DEBROY 1995]. Cette loi continue cependant à être largement utilisée. On trouve ainsi dans la littérature différentes formulations selon les unités choisies découlant de cette loi. Par exemple, en multipliant par la masse molaire l'équation (33), on obtient :

$$JM = \frac{p^0}{\sqrt{2\pi R}} \left( \frac{M}{T} \right)^{1/2} \quad (34)$$

Avec  $JM$  exprimé en  $\text{g.cm}^{-2}.\text{s}^{-1}$ . Si on exprime la pression en atmosphère, il vient :

$$JM = \frac{101325}{0.1} \frac{p^0(\text{atm})}{\sqrt{2\pi \times 8.314.10^7}} \left( \frac{M}{T} \right)^{1/2} \quad (35)$$

Soit :

$$JM = 44.331 p^0(\text{atm}) \left( \frac{M}{T} \right)^{1/2} \quad (36)$$

En utilisant la masse molaire du fer ( $M = 55.9 \text{ g.mol}^{-1}$ ) et en prenant le logarithme décimal, on obtient :

$$\log_{10}(JM) = \log_{10}(44.331 \times M^{1/2}) + \log_{10}(p^0(\text{atm})) - 0.5 \log_{10}(T) \quad (37)$$

$$\log_{10}(44.331 \times 55.9^{1/2}) = 2.52 \quad (38)$$

$$\log_{10}(JM) = 2.52 + \log_{10}(p^0(\text{atm})) - 0.5 \log_{10}(T) \quad (39)$$

En notant  $W = JM$  et en utilisant les données de Kim [KIM 1975] pour la pression de vapeur:

$$\log_{10}(p^0(atm)) = 6.121 - \frac{18836}{T} \quad (40)$$

On en déduit l'expression :

$$\log_{10}(W) = 2.52 + \left(6.121 - \frac{18836}{T}\right) - 0.5\log_{10}(T) \quad (41)$$

Avec  $W$  exprimé en  $g.cm^{-2}.s^{-1}$  et  $T$  en Kelvin. Cette expression a par exemple été utilisée par Zacharia [ZACHARIA 1991].

Nous avons donc effectué des calculs en utilisant l'équation 41 pour prendre en compte les pertes par évaporation et comparé les résultats avec ceux du modèle sans évaporation. Il est à noter que, pour des puissances d'arc importantes et sans prendre en compte les pertes par évaporation, le modèle prédit des températures à la surface du bain supérieures à la température d'évaporation ce qui n'est physiquement pas réaliste. Afin d'étudier l'influence des pertes par évaporation, une source de chaleur surfacique de distribution gaussienne avec une puissance ( $\eta UI$ ) de 7000 W (volontairement importante afin d'atteindre la température d'évaporation : 3023 K) et un rayon de distribution  $r_q$  de 2 mm a été appliquée sur une géométrie plane ( $50 \times 30 \times 20$  mm) pour une vitesse de soudage de 1 m/min (Figure 118). Pour prendre en compte les pertes par évaporation, le flux de chaleur appliqué à la surface supérieure de la pièce a été modifié selon les expressions suivantes :

$$\Phi_{surface} = \Phi_{source} - \Phi_{convection} - \Phi_{rayonnement} - \Phi_{évaporation} \quad (42)$$

$$\lambda_{eq} \nabla T \cdot \vec{n} = \frac{\eta UI}{2\pi r_q^2} \exp\left(-\frac{x^2 + y^2}{2r_q^2}\right) - \varepsilon \sigma (T^4 - T_0^4) - h(T - T_0) - \left(10^{2.52 + \left(6.121 - \frac{18836}{T}\right) - 0.5\log_{10}(T)}\right) * 10 * L_{evap} \quad (43)$$

Où  $L_{evap}$  est la chaleur latente d'évaporation en  $J.kg^{-1}$ . Le facteur 10 devant  $L_{evap}$  correspond au passage en unités du Système International soit en  $kg.m^{-2}.s^{-1}$ . La proportion des différents flux a été analysée (Figure 121). Les pertes par convection sont négligeables que l'on prenne ou non en compte les pertes par évaporation. Les pertes par rayonnement représentent 16 % du flux source quand on ne tient pas compte des pertes par évaporation. Elles passent à 1,6 % du flux source si le flux évaporé est mis en place. Les pertes par évaporation représentent 66 % du flux source. La température maximale atteinte est de 5000 K sans prise en compte des pertes par évaporation, alors qu'avec la prise en compte des pertes d'évaporation, la température atteint seulement 2750 K. La prise en compte des pertes par évaporation dans notre modèle purement conductif permet donc d'avoir des températures plus réalistes à la surface du bain liquide. On constate, de plus, qu'une grande partie de la puissance d'arc est perdue par évaporation. Ainsi, pour obtenir un cordon de soudure identique à celui obtenu sans les pertes par évaporation, il est nécessaire d'imposer une puissance d'arc considérable. Il en résulte que, pour une configuration précise de soudage, le

rendement de l'arc calibré afin d'obtenir la géométrie du cordon devient irréaliste (supérieur à 250% !). Ce fait confirme les travaux de DebRoy qui indiquent que, dans le cas du soudage, la loi de Langmuir surestime de 5 à 10 fois les pertes par évaporation [DEBROY 1995].

D'après la remarque de DebRoy, nous avons testé un flux évaporé moins important en divisant la loi de Langmuir par un facteur 5 et 10 dans un cas réellement étudié c'est-à-dire avec déformation de la surface, avec prise en compte de l'apport de matière et modification de la conductivité thermique (MAG,  $U_0 = 2,4$  m/min et  $V_f = 9$  m/min). On constate que cela n'entraîne pas de modification remarquable de la géométrie du bain de fusion (largeur, longueur et pénétration). Nous avons donc fait le choix de ne pas prendre en compte ces pertes par évaporation. En l'absence de données claires, les pertes de chaleur dues à l'évaporation en surface du bain de fusion ont été ignorées dans notre modèle. Il est important de souligner que les pertes par évaporation seront incluses dans le rendement de l'arc  $\eta$  choisi.

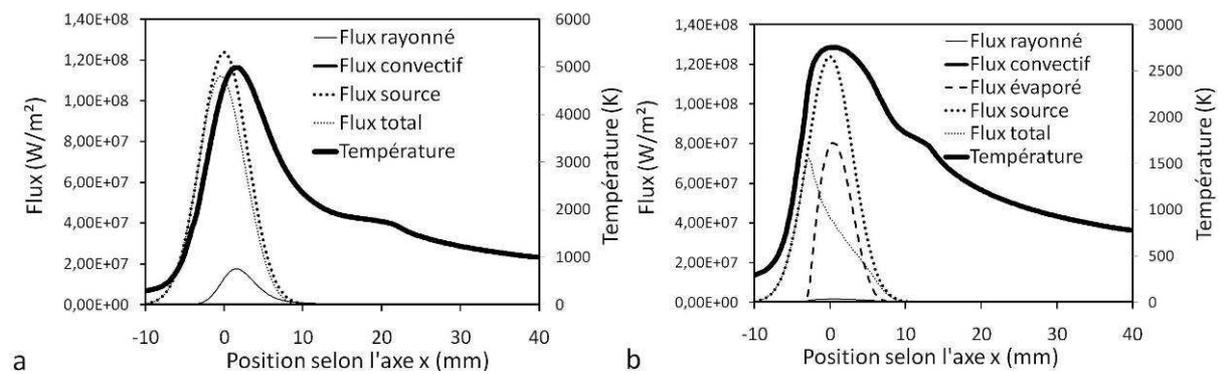


Figure 121 : Les différents flux thermiques dans le sens du soudage le long de l'axe de symétrie :

(a) Sans prise en compte des pertes par évaporation

(b) Avec prise en compte des pertes par évaporation



## **BIBLIOGRAPHIE**

- [ABDERRAZAK 2008] K. Abderrazak, W. Ben Salem, H. Mhiri, G. Lepalec, M. Autric, Modelling of CO<sub>2</sub> laser welding of magnesium alloys, *Optics & Laser Technology* 40 (2008) 581–588
- [ABDERRAZAK 2009] K. Abderrazak, W. Kria, W. Ben Salem, H. Mhiri, G. Lepalec, M. Autric, Numerical and experimental studies of molten pool formation during an interaction of a pulse laser (Nd:YAG) with a magnesium alloy, *Optics & Laser Technology* 41 (2009) 470–480
- [AMARA 2002] E. H. Amara, A. Bendib, Modelling of vapour flow in deep penetration laser welding, *J. Phys. D: Appl. Phys.* 35 (2002) 272–280
- [ANAWA 2008] E.M. Anawa , A.G. Olabi, Using Taguchi method to optimize welding pool of dissimilar laser-welded components, *Optics & Laser Technology* 40 (2008) 379–388
- [BAG 2008] S. Bag, A. Trivedi, A. De, Use of a multivariate optimization algorithm to develop a self-consistent numerical heat transfer model for laser spot welding, *International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 38 (2008) 575 - 585
- [BELHADJ 2009] A. Belhadj, Contribution à l'étude expérimentale et numérique du soudage laser : application aux alliages de magnésium, PhD thesis, Ecole Nationale d'Ingénieurs de Tunis et l'Ecole Nationale Supérieure d'Arts et Métiers, France, 2009
- [BONACINA 1973] C. Bonacina, G. Comini, A. Fasano, M Primicerio, Numerical solutions of phase-change problems, *Int. J. Heat Mass Transfer* 16 (1973) 1825-1832
- [BROCHARD 2009] M. Brochard, Modèle couplé cathode-plasma-pièce en vue de la simulation du procédé de soudage à l'arc TIG, PhD thesis, Ecole polytechnique universitaire de Marseille, France, 2009
- [CAMPANA 2007] G. Campana, A. Fortunato, A. Ascari, G. Tani, L. Tomesani, The influence of arc transfer mode in hybrid laser-MIG welding, *Journal of Materials Processing Technology* 191 (2007) 111-113
- [CAO 2004] Z. Cao, Z. Yang, X. L. Chen, Three-Dimensional Simulation of Transient GMA Weld Pool with Free Surface, *Supplement to the Welding journal*, June 2004
- [CASALINO 2007] G. Casalino, Statistical analysis of MIG-laser CO<sub>2</sub> hybrid welding of Al-Mg alloy, *Journal of Materials Processing Technology* 191 (2007) 106-110
- [CETIM 1989] CETIM, Mécanosoudage, ISBN 2-85400-146-X, 1989

- [CHO 2006] J.-H. Cho, S.-J. Na, Implementation of real-time multiple reflection and Fresnel absorption of laser beam in keyhole, *J. Phys. D: Appl. Phys.* 39 (2006) 5372–5378
- [CHO 2009] J.-H. Cho, S.-J. Na, Three-Dimensional analysis of molten pool in GMA-laser hybrid welding, *Welding J.* 88 (2009) 35-43
- [CHOUF 2002] K. Chouf, Etude du comportement du capillaire en régime de soudage laser forte pénétration. , PhD thesis, L’Université de Paris XIII, France, 2009
- [COOPER] P. Cooper, A. Godbole, J. Norrish, Modelling and Simulation of Gas Flows in Arc Welding – Implications for Shielding Efficiency and Fume Extraction, University of Wollongong, Australia, Doc. XII-1932-07
- [DEBROY 1995] DebRoy T., David S.A., Physical processes in fusion welding, *Review of Modern Physics*, 67(1), 1995, 85-112
- [DOWDEN 2009] Dowden J., The theory of laser materials processing, Springer Verlag, February 2009
- [DU 2004] H. Du, L. Hu, J. Liu, X. Hu, A study on the metal flow in full penetration laser beam welding for titanium alloy, *Computational Materials Science* 29 (2004) 419–427
- [DUPONT 1995] J.N. Dupont, A.R. Marder, Thermal efficiency of arc welding processes, *Welding Journal*, December 1995, 406-416
- [DUSHMAN 1962] Dushman S., *Scientific Foundations of Vacuum Technique*, 2nd ed. 1962, Wiley, New York.
- [EL RAYES 2004] M. El Rayes, C. Walz, G. Sepold, The Influence of Various Hybrid Welding Parameters on Bead Geometry, *Welding Research, Supplement to the Welding Journal*, May 2004, 147-153
- [FABBRO 2002] R. Fabbro, Basic processes in deep penetration laser welding, ICALEO Conference 2002, Scottsdale, USA Oct. 14-17
- [FABBRO 2005] R. Fabbro, S. Slimani, F. Coste, F. Briand, Study of keyhole behaviour for full penetration Nd–Yag CW laser welding, *J. Phys. D: Appl. Phys.* 38 (2005) 1881–1887
- [FABBRO 2007-a] R. Fabbro, S. Slimani, F. Coste, F. Briand, Analysis of the various melt pool hydrodynamic regimes observed during Cw Nd-YAG deep penetration laser welding, ICALEO Conference 2007, Orlando, USA Oct 29-Nov 1
- [FABBRO 2007-b] R. Fabbro, F. Coste, D. Goebels and M. Kielwasser, Study of CW Nd-Yag laser welding of Zn-coated steel sheets, *J. Phys. D: Appl. Phys.* 39 (2006) 401–409

- [FAN 2004]. H.G. Fan, R. Kovacevic, A unified model of transport phenomena in gas metal arc welding including electrode, arc plasma and molten pool, *J. Phys. D:Appl. Phys.* 37 (2004) 2531-2544
- [FENNANDER 2007] H. Fennander, V. Kyrki, A. Fellman, A. Salminen, H. Kälviäinen, Visual measurement and tracking in laser hybrid welding, *Machine Vision and Applications*, 2007
- [GAO 2008] M. Gao, X. Zeng, J. Yan, Q. Hu, Microstructure characteristics of laser-MIG hybrid welded mild steel, *Applied Surface Science* 254 (2008) 5715-5721
- [GERY 2005] D. Gery, H. Long, P. Maropoulos, Effects of welding speed, energy input and heat source distribution on temperature variations in butt joint welding, *Journal of Materials Processing Technology* 167 (2005) 393–401
- [GORKIC 2006] A. Gorkic, M. Jezersek, J. Mozina, J. Diaci, Measurement of weldpiece distortion during pulsed laser welding using rapid laser profilometry, *Science and Technology of Welding and Joining Vol 11 No 1* (2006) 48-56
- [HAIDAR 2010] J. Haidar, The dynamic effects of metal vapour in gas metal arc welding, *J. Phys. D: Appl. Phys.* 43 (2010) 165204 (11pp)
- [HAMIDE 2008] M. Hamide, Modélisation numérique du soudage à l'arc des aciers, PhD thesis, Ecole Nationale Supérieure des Mines de Paris, France, 2008
- [HU 2006-a] J. Hu, H.L. Tsai, Heat and mass transfer in gas metal arc welding. Part I: The arc Heat Mass Transfer, *International Journal of Heat and Mass Transfer* 50 (2007) 833–846
- [HU 2006-b] J. Hu, H.L. Tsai, Heat and mass transfer in gas metal arc welding. Part II: The metal Heat Mass Transfer (2006), *International Journal of Heat and Mass Transfer* 50 (2007) 808–820
- [HU 2008] J. Hu, H. L. Tsai, Modelling of transport phenomena in 3D GMAW of thick metals with V groove, *J. Phys. D: Appl. Phys.* 41 (2008) 10pp
- [HUANG 2006] R.-S. Huang, L.-M. Liu, G. Song, Infrared temperature measurement and interference analysis of magnesium alloys in hybrid laser-TIG welding process, *Materials Science and Engineering A* 447 (2007) 239–243
- [JIN 2006] X. Jin, P. Berger, T. Graf , Multiple reflections and Fresnel absorption in an actual 3D keyhole during deep penetration laser welding, *J. Phys. D: Appl. Phys.* 39 (2006) 4703–4712

[JONES 1998] L.A. Jones, T.W. Eager, J.H. Lang, A dynamic model of drops detaching from a gas metal arc welding electrode, *J. Phys. D: Appl. Phys.* 31 (1998) 107-123

[JOST 1998] J. Jost, X. Li-Jost, *Calculus of variation*, Cambridge University Press, 1998

[KAWAHITO 2007] Y. Kawahito, M. Mizutani, S. Katayama, Elucidation of high-power fibre laser welding phenomena of stainless steel and effect of factors on weld geometry, *J. Phys. D: Appl. Phys.* 40 (2007) 5854–5859

[KI 2002-a] H. Ki, P. S. Mohanty, J. Mazumder, Modeling of Laser Keyhole Welding: Part I. Mathematical Modeling, Numerical Methodology, Role of Recoil Pressure, Multiple Reflections, and Free Surface Evolution, *Metallurgical and Materials Transactions A* 33A (2002) 1817-1830

[KI 2002-b] H. Ki, P. S. Mohanty, J. Mazumder, Modeling of Laser Keyhole Welding: Part II. Simulation of Keyhole Evolution, Velocity, Temperature Profile, and Experimental Verification, *Metallurgical and Materials Transactions A* 33A (2002) 1831-1842

[KIM 1975] Kim C.S., *Thermophysical Properties of Stainless Steels*, Argonne National Laboratory, Report No. ANL-75-55, 1975

[KIM 2003] C.-H. Kim, W. Zhang, T. DebRoy, Modeling of temperature field and solidified surface profile during gas–metal arc fillet welding, *J. Appl. Phys.* 94 (2003) 2667-2679

[KUMAR 2004-a] A. Kumar, W. Zhang, T. DebRoy, Improving reliability of modelling heat and fluid flow in complex gas metal arc fillet welds—part I: an engineering physics model, *J. Phys. D: Appl. Phys.* 38 (2005) 119–126

[KUMAR 2004-b] A. Kumar, T. DebRoy, Guaranteed fillet weld geometry from heat transfer model and multivariable optimization, *International Journal of Heat and Mass Transfer* 47 (2004) 5793–5806

[KUMAR 2005] A. Kumar, W. Zhang, T. DebRoy, Improving reliability of modelling heat and fluid flow in complex gas metal arc fillet welds—part I: an engineering physics model, *J. Phys. D: Appl. Phys.* 38 (2005) 119–126

[KUMAR 2007] A. Kumar, T. DebRoy, Heat Transfer and Fluid Flow during Gas-Metal-Arc Fillet Welding for Various Joint Configurations and Welding Positions, *Metallurgical and Materials Transactions* 38A (2007) 506-519

[LAMPA 1997] C. Lampa, A.F.H. Kaplan, J. Powell, C. Magnusson, An analytical thermodynamic model of laser welding, *J. Phys. D: Appl. Phys.* 30 (1997) 1293-1299

[LANKALAPALLI 1996] K. N. Lankalapalli, J.F. Tu, M. Gartner, A model for estimating penetration depth of laser welding processes, *J. Phys. D: Appl. Phys.* 29 (1996) 1831-1841

[LASER CONSEIL 2005] Sécurité Laser, Guide pratique de la sécurité laser secteur industriels, télécommunications, recherche et développement, enseignement, spectacle, Référence N.L 2005

[LE GUEN 2010] E. Le Guen, R. Fabbro, M. Carin, F. Coste, P. Le Masson, Analysis of hybrid Nd :Yag laser-MAG arc welding processes, soumis à J. Phys. D: Appl. Phys.

[LIANG 2009] G.L. Liang, G. Zhou, S.Q. Yuan, Study on hybrid heat source overlap welding of magnesium alloy AZ31B, Materials Science and Engineering A 499 (2009) 93–96

[LIN 1983] M.L. Lin, T.W. Eagar, Influence of Surface Depression and Convection on Arc Weld Pool Geometry, in Transport Phenomena in Materials Processing. Presented at the Winter Annual Meeting of the American Society of Mechanical Engineers (PED), Vol. 10/HTD, 29, New York, 63, 1983

[LIN 1986] M.L. Lin, T.W. Eagar, Pressures produced by gas tungsten arcs, Metallurgical Transactions B 17B (1986) 601-607

[LIN 2001] Q. Lin, X. Li and S.W. Simpson, Metal transfer measurements in gas metal arc welding, J. Phys. D: Appl. Phys. 34 (2001) 347–353

[MACKWOOD 2005] A.P. Mackwood, R.C. Crafer, Thermal modelling of laser welding and related processes: a literature review, Optics & Laser Technology 37 (2005) 99–115

[MATTEI 2009] S. Mattei, D. Grevey, A. Mathieu, L. Kirschner, Using infrared thermography in order to compare laser and hybrid (laser+MIG) welding processes, Optics & Laser Technology, 41 (2009) 665–670

[MEDALE 2007] M. Médale, C. Xhaard, R. Fabbro, A thermo-hydraulic numerical model to study spot laser welding, C. R. Mécanique 335 (2007) 280–286

[MORAITIS 2008] G.A. Moraitis, G.N. Labeas, Residual stress and distortion calculation of laser beam welding for aluminum lap joints journal of materials processing technology 198 (2008) 260–269

[NILES 1995] R.W. Niles, C.E. Jackson, Weld thermal efficiency of the GTAW process. Welding Journal, (1975) 25-32

[ONO 2002] M. Ono, Y. Shinbo, A. Yoshitake, M. Ohmura, Development of Laser-arc Hybrid Welding, NKK Technical Review, No.86 (2002)

[OTUA] Données physiques sur quelques aciers d'utilisation courante. Code 15004, Edition OTUA ([www.otua.org/Prop\\_Physiques/FicheOTUA/OTUA2.html](http://www.otua.org/Prop_Physiques/FicheOTUA/OTUA2.html))

[PARK 2009] A.-Y. Park, S.-R. Kim, M. A Hammad, C. D Yoo, Modification of pinch instability theory for analysis of spray mode in GMAW, J. Phys. D: Appl. Phys. 42 (2009) 225503, 6pp

[PERRY 2000] N. Perry, Etude et développement des flux solides en vue d'application en soudage ATIG appliqué au titane et ses alliages ainsi qu'aux aciers inoxydables, PhD thesis, Ecole doctorale Sciences pour l'ingénieur de Nantes, France, 2009

[PHILIPPE 2009] S. Philippe, Développement d'une formulation Arbitrairement Lagrangienne Eulérienne pour la simulation tridimensionnelle du laminage de produits plats, PhD thesis, Ecole Nationale Supérieure des Mines de Paris, France, 2009

[PIRES 2006] I. Pires, L. Quintino, R.M. Miranda, Analysis of the influence of shielding gas mixtures on the gas metal arc welding metal transfer modes and fume formation rate, Materials and Design vol.28 212 (2006) 1623–1631

[PLANCKAERT 2008] J.-P. Planckaert, Modélisation du soudage MIG/MAG en mode short-arc, PhD thesis, Université Henri Poincaré de Nancy 1, France, 2008

[REUTZEL 2005] E.W. Reutzell, S.M Kelly, R.P. Martukanitz, M. Bugarewicz, P. Michaleris, Laser-GMA Hybrid Welding: Process Monitoring and Thermal Modeling, In 5th International Trends in Welding Research Conference Proceedings, Pine Mountains, GA, ASM International (2005) 531-539

[SAF-FRO 2009] SAF-FRO AIR LIQUIDE, Catalogue Soudage-Coupage, Votre partenaire soudage 2009, p.3-2 (39)

[SAFDAR 2007-a] S. Safdar, F. Qureshi, L. Li, M. Sheikh, Analysis of enhanced thermal conductivity approach for predicting melt pool geometry and temperature distribution for laser melting processes, Proceeding of the 35th International MATADOR Conference, (2007)

[SAFDAR 2007-b] S. Safdar, A.J. Pinkerton, R. Moat, L. Li, L.A. Sheikh, M. Preuss, P.J. Withers, An anisotropic enhanced thermal conductivity approach for modelling laser melt pools, ICALEO Conference 2007, Orlando, USA Oct 29-Nov 1

[SHEIKH 2007] M.A. Sheikh, Enhanced Thermal Conductivity Approach for Predicting Melt Pool Geometry and Temperature Distribution for Laser Melting Processes, International Conference on Modeling and Simulation, Coimbatore, 27-29 August 2007

[SCHNICK 2010] M. Schnick, U. Füssel, M. Hertel, A. Spille-Kohoff, A.B. Murphy, Metal vapour causes a central minimum in arc temperature in gas-metal arc welding through increased radiative emission, J. Phys. D: Appl. Phys. 43 (2010) 022001 (5pp)

[SUDNIK 2000] W. Sudnik, D. Radaj, S. Breitschwerdt, W. Erofeew, Numerical simulation of weld pool geometry in laser beam welding, J. Phys. D: Appl. Phys. 33 (2000) 662–671

- [SONG 2006] G. Song, L. Liu, P. Wang., Overlap welding of magnesium AZ31B sheets using laser-arc hybrid process, *Material Science and Engineering A429* (2006) 312-319
- [TANI 2007] G. Tani, G. Campana, A. Fortunato, A. Ascari, The influence of shielding gas in hybrid laser-MIG welding, *Applied Surface Science* 253 (2007) 8050-8053
- [TOUVREY-XHAARD 2006] C. Touvrey-Xhaard, Etude thermohydraulique du soudage impulsif de l'alliage TA6V, PhD thesis, Université de Provence, France, 2006
- [USHIO 1997] M. Ushio, C.S. Wu, Mathematical Modeling of Three-Dimensional Heat and Fluid Flow in a Moving Gas Metal Arc Weld Pool, *Metallurgical and Materials Transactions B* 28B (1997) 509-516
- [VALENSI 2007] F. Valensi, Contribution à l'étude des phénomènes liés aux effets anodiques et cathodiques en soudage MIG-MAG, PhD thesis, Université d'Orléans, France, 2007
- [VITTOORAPORN 1990] C. Vitooraporn, Experimental and analytical study on reduction of residual stresses and distortion during welding in high strength steel, PhD thesis, Massachusetts Institute of Technology, USA, 1990
- [WAHAB 1998] M.A. Wahab, M.J. Painter, M.H. Davies, The prediction of the temperature distribution and weld pool geometry in the gas metal arc welding process, *Journal of Materials Processing Technology* 77 (1998) 233–239
- [WANG 2001] Y. Wang, H.L. Tsai, Impingement of filler droplets and weld pool dynamics during gas metal arc welding process, *International Journal of Heat and Mass Transfer* 44 (2001) 2067-2080
- [WANG 2003] G. Wang, P.G. Huang, Y.M. Zhang, Numerical Analysis of Metal Transfer in Gas Metal Arc Welding, *Metallurgical and Materials Transactions B* 34B (2003) 345-353
- [WANG 2004] G. WANG, P.G. HUANG, and Y.M. ZHANG, Numerical Analysis of Metal Transfer in Gas Metal Arc Welding under Modified Pulsed Current Conditions, *Metallurgical and Materials Transactions B* 35B (2004) 857-866
- [WANG 2006] H. Wang, Y. Shi, S. Gong, Numerical simulation of laser keyhole welding processes based on control volume methods, *J. Phys. D: Appl. Phys.* 39 (2006) 4722–4730
- [WANG 2007] H. Wang, Y. Shi, S. Gong, Effect of pressure gradient driven convection in the molten pool during the deep penetration laser welding, *Journal of Materials Processing Technology* 184 (2007) 386–392

- [WOUTERS 2005] M. Wouters, Hybrid Laser-MIG welding: an investigation of geometrical considerations, PhD thesis, Lulea University of Technology, Sweden , 2005
- [WU 2004] C.S. Wu, J.S. Sun, Y.M. Zhang, Numerical simulation of dynamic development of keyhole in double-sided arc welding, *Modelling Simul. Mater. Sci. Eng.* 12 (2004) 423–442
- [WU 2006] C.S. Wu, M.X. Zhang, K.H. Li, Y.M. Zhang, Numerical analysis of double-electrode gas metal arc welding process, *Computational Materials Science* 39 (2007) 416–423
- [WU 2008] Q. Wu, J. Gong, G. Chen, L. Xu, Research on laser welding of vehicle body, *Optics & Laser Technology* 40 (2008) 420–426
- [XU 2007] G. Xu, C. Wu, Numerical analysis of weld pool geometry in globular-transfer gas metal arc welding *Front. Mater. Sci. China* 1(1) (2007) 24–29
- [XU 2009] G. Xu, J. Hu, H.L. Tsai, Three-dimensional modeling of arc plasma and metal transfer in gas metal arc welding, *International Journal of Heat and Mass Transfer* 52 (2009) 1709–1724
- [YE 2002] X.-H. Ye, X. Chen, Three-dimensional modelling of heat transfer and fluid flow in laser full-penetration welding, *J. Phys. D: Appl. Phys.* 35 (2002) 1049–1056
- [ZACHARIA 1991] Zacharia T., David S.A., Computational modeling of GTA welding with emphasis on surface tension effects, *Proceedings of the 3<sup>rd</sup> ASME-JSME Thermal Engineering Joint Conference*, March 17-22, 1991.
- [ZIMMER 2001] A.T. Zimmer, P.A. Baron, The influence of operating parameters on number-weighted aerosol size distribution generated from a gas metal arc welding process, *Aerosol Science* 33 (2001) 519–531
- [ZHANG 2004-a] W. Zhang, C.-H. Kim, T. DebRoy, Heat and fluid flow in complex joints during gas metal arc welding—Part I: Numerical model of fillet welding, *J. Appl. Phys.* 95 (2004) 5210-5219
- [ZHANG 2004-b] W. Zhang, C.-H. Kim, T. DebRoy, Heat and fluid flow in complex joints during gas metal arc welding—Part II: Application to fillet welding of mild steel *J. Appl. Phys.* 95 (2004) 5220-5229
- [ZHANG 2010] T. Zhang, C.S. Wu, G.L. Qin, X.Y. Wang, S.Y. Lin, Thermomechanical analysis for laser + GMAW-P hybrid welding process, *Computational Material Science* 47 (2010) 848-856

[ZHOU 2008] J. Zhou, H.L. Tsai, Modeling of transport phenomena in hybrid laser-MIG keyhole welding, *Int. J. Heat Mass Transfer* 51 (2008) 4353-4366



**Résumé :** Le soudage hybride laser/MIG-MAG présente des avantages très intéressants par rapport au soudage laser ou au soudage à l'arc MIG-MAG utilisés séparément. Il permet notamment une productivité plus élevée grâce à des vitesses de soudage plus grandes, une plus grande tolérance d'accostage et la possibilité d'améliorer la métallurgie du cordon de soudage. Par contre, il nécessite d'ajuster un grand nombre de paramètres opératoires pour obtenir un procédé optimal. Afin d'utiliser efficacement ces techniques pour la production industrielle, il est donc nécessaire de comprendre précisément les phénomènes physiques complexes qui régissent ce procédé de soudage. Cette compréhension est également nécessaire pour l'élaboration de simulations numériques adaptées à ce procédé. Dans un premier temps, une étude expérimentale a été réalisée sur les procédés de soudage MAG, laser et hybride laser/MAG hybride sur l'acier S355. L'influence des paramètres opératoires est analysée à l'aide des observations obtenues par caméra rapide ainsi que les macrographies des cordons de soudure. La déformation de la surface du bain de fusion induite par la pression d'arc, la longueur du bain de fusion, le détachement des gouttes et les vitesses en surface du bain de fusion ont été analysés plus en détail. Dans un deuxième temps, un modèle numérique a été développé à l'aide du logiciel COMSOL Multiphysics® pour les procédés de soudage MAG, laser et hybride laser/MAG. Il s'agit d'un modèle 3D quasistationnaire permettant de calculer le champ de température au sein du métal. L'originalité du modèle MAG et hybride réside dans la prédiction du profil de la surface du bain fondu pour déterminer la géométrie 3D en prenant en compte l'apport de matière et les effets de tension superficielle. L'influence de divers paramètres tels que la puissance d'arc et la vitesse de soudage sur le rendement et le rayon de distribution de la puissance d'arc ainsi que sur la pression d'arc est analysée par le biais de validation avec plusieurs résultats expérimentaux et différents cas de calculs.

**Mots-clés:** hybride, laser, arc, modélisation 3D thermique, déformation de la surface, pression d'arc, caméra rapide.

**Abstract:** Hybrid laser/MIG-MAG welding shows high advantages compared to laser welding or GMAW arc welding used separately. Thanks to this process, higher productivity can be gained through higher welding speed, higher squeeze tolerance moreover possible improvement of the metallurgical properties of the weld seam can be obtained. However, many operating parameters have to be set up in order to achieve optimal process. The complex physical phenomena, which govern welding process, have to be understood in order to use efficiently this technique in mass production. Understanding of these phenomena is also necessary to program numerical simulations which fit to this process. In the first step, experimental studies have been carried out with GMAW, laser and hybrid welding on samples of S355 steel. Influence of operating parameters has been analyzed through films performed with speed camera and macrographies of weld seam cross section. Surface deformations of the melt pool, induced by the arc pressure, weld pool length, droplet detachment and welding speed, have been analyzed precisely from images of the surface melt pool. In a second step, a numerical model was developed using the COMSOL Multiphysics® software for MAG, laser and hybrid laser/MAG welding processes. A 3D quasi-stationary model has been calculated from the temperature field within the metal. The originality of the MAG and hybrid model lies in the prediction of the melt pool surface profile used to determine the 3D geometry, by taking into account the material input. The influence of different parameters such as arc power and speed welding on the efficiency as well as the distribution radius of the arc power and the arc pressure are analyzed through validations with different experimental results and different calculation configurations.

**Keywords:** hybrid, laser, arc, 3D thermal modeling, surface deformation, arc pressure, high speed camera.