

# Analyse et simulation du procédé de soudage hybride laser-MIG/MAG d'un acier inoxydable

Emilie LE GUEN<sup>1\*</sup>, Muriel CARIN<sup>2</sup>, Rémy FABBRO<sup>1</sup>, Frédéric COSTE<sup>1</sup> et Philippe LE MASSON<sup>2</sup>

<sup>1</sup> LALP (CNRS)

Arts et Métiers ParisTech, 151, boulevard de l'Hôpital – 75013 Paris

<sup>2</sup> LIMATB, Université de Bretagne-Sud / UEB

Centre de recherche C. Huygens, Rue de Saint Maudé, BP 92116 – 56321 LORIENT Cedex

\* (auteur correspondant : [eleguen@univ-ubs.fr](mailto:eleguen@univ-ubs.fr))

**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. Ce document présente les premiers résultats expérimentaux obtenus pour du soudage hybride laser Nd :YAG et soudage à l'arc MIG/MAG utilisant de l'acier inoxydable de type 316L. Nous présenterons dans un deuxième temps un modèle numérique développé à l'aide du logiciel COMSOL Multiphysics. Celui-ci permet de calculer le champ de température au sein du métal à partir d'un modèle 3D quasistationnaire. L'originalité de ce modèle 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.

## Nomenclature

$c_p$	capacité thermique massique, $J.kg^{-1}.K^{-1}$	$V_{fil}$	vitesse de défilement du fil, $m.s^{-1}$
$U_0$	vitesse de soudage, $m.s^{-1}$	<i>Symboles grecs</i>	
$T$	température, $K$	$\rho$	masse volumique, $kg.m^{-3}$
$U$	tension électrique, $V$	$\lambda$	conductivité thermique, $W.m^{-1}.K^{-1}$
$I$	intensité électrique, $A$	$\sigma$	coefficient de tension superficielle, $N.m^{-1}$
$g$	accélération de la pesanteur, $m.s^{-2}$	$\eta$	rendement
$P_{arc}$	pression d'arc, $Pa$	$\varphi_{surf}$	flux de chaleur surfacique, $W.m^{-2}$
$C$	multiplicateur de Lagrange	$\Phi$	hauteur de la surface déformée, $m$
$r_{fil}$	rayon du fil d'apport, $m$		

## 1. Introduction

Le soudage hybride consiste à souder avec une tête de soudage combinant deux procédés de soudage: un faisceau laser ( $CO_2$  ou Nd:YAG) et un arc électrique conventionnel (TIG ou MIG/MAG). L'objectif est alors de profiter des avantages spécifiques de ces deux techniques, tout en minimisant les défauts : des soudures étroites et profondes avec des vitesses élevées et de faibles déformations générées par le laser ; une plus forte tolérance d'accostage et un coût réduit avec le soudage à l'arc. La combinaison des deux procédés permet donc une meilleure stabilité du procédé, une productivité et une qualité des soudures plus grandes. Par exemple, la vitesse peut être 2 à 10 fois plus grande qu'avec un procédé MIG seul selon les épaisseurs concernées. Le coût est également moins important qu'un laser seul, 30 à 40% de moins pour une même pénétration selon Wouters [1]. Cependant, la mise au point de ce procédé hybride nécessite de maîtriser un nombre important de paramètres opératoires. Jusqu'à maintenant, les

travaux de recherche relatifs au soudage hybride laser-arc ont porté principalement sur la combinaison optimale des deux procédés à l'aide de différentes expériences paramétrées [2,3]. Les phénomènes physiques impliqués dans ce procédé de soudage sont très complexes et pas encore compris précisément et chaque procédé à lui seul n'est pas encore complètement maîtrisé ou compris. Le développement d'une modélisation mathématique de ce processus hybride prenant en compte les principaux phénomènes physiques impliqués serait donc très utile afin d'estimer la géométrie du cordon final ainsi que les cycles thermiques pour un ensemble donné de paramètres opératoires. Il existe encore très peu d'études portant sur la modélisation des phénomènes complexes de transport, tel que l'écoulement dans le bain liquide, les transferts de chaleur et l'interaction entre le bain liquide et les gouttelettes de métal dues à la fusion de l'électrode. On peut citer les travaux récents de Zhou et Tsai qui ont développé un modèle thermohydraulique 2D axisymétrique de soudage hybride laser-MIG prenant en compte la chute des gouttes dans le bain liquide [4].

Dans cet article, nous présentons les premiers résultats d'un modèle numérique de soudage hybride laser – MIG/MAG purement thermique. Ce modèle permet de prédire la géométrie 3D complète du cordon de soudure qui tient compte de l'apport de matière en résolvant l'équation de la chaleur dans cette géométrie déformée. Notre objectif ici est de définir un outil numérique assez simple, peu coûteux en temps de calcul, mais suffisamment précis pour déterminer les formes de bain fondu.

Ces simulations sont validées à l'aide des observations expérimentales. L'approche numérique sera appliquée et comparée à trois configurations expérimentales correspondant aux trois procédés de soudage : le soudage laser, le soudage MIG et le soudage hybride laser-MIG. L'influence de la vitesse de soudage sera discutée.

## 2. Montage expérimentale

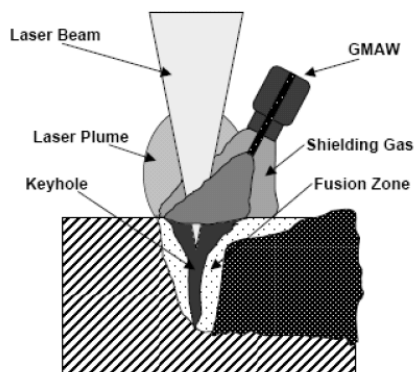


Figure 1 : Schéma du procédé hybride laser – MIG/MAG

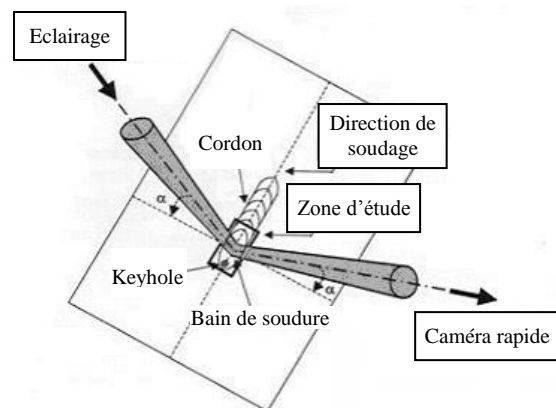


Figure 2 : Schéma de la disposition de la caméra rapide

La figure 1 montre un schéma du procédé de soudage hybride laser-MIG/MAG. Les expériences ont été effectuées avec un laser continu Nd :YAG 4006D TRUMPF, avec une puissance maximum de 4 kW. Le rayonnement laser est délivré par une fibre optique de 600  $\mu\text{m}$  dont on fait l'image sur la cible pour générer une tache focale de 0.6 mm de diamètre avec distribution d'intensité « top-hat » (confirmée par une analyse de faisceau).

L'arc électrique est obtenu avec le modèle DIGIWAVE 400 de SAFT PRO (Air Liquide Welding France). Il délivre un courant maximal de 400 A pour différentes configurations de commande du courant et de tension de l'arc. Naturellement, il est possible de faire varier tous

les paramètres géométriques de la torche (position et angle entre le fil et le faisceau laser). Les essais présentés ici ont été réalisés en utilisant comme gaz de protection de l'Arcal 21 (92% AR et 8% de CO<sub>2</sub>). Le matériau utilisé est de l'acier inoxydable 316L.

L'hydrodynamique du bain fondu est analysée avec une caméra rapide CMOS (FASTCAM APX RS 3000 de PHOTRON) dont la vitesse d'acquisition maximale est de 100 kHz. Des observations latérales de la géométrie du bain fondu sont réalisées en plaçant cette caméra sur le côté, perpendiculairement au déplacement du soudage, avec son axe optique orienté d'un angle de 40° par rapport à la verticale du faisceau laser (voir figure 2).

### 3. Approche numérique

#### 3.1. Modélisation du soudage laser

Dans un premier temps, un modèle 3D de conduction de la chaleur a été développé pour simuler le procédé de soudage laser seul. Nous avons repris la démarche de Lankalapalli et al. [5] qui considère que le capillaire est un cylindre dont la température des parois est égale à la température de vaporisation. Son diamètre est égal au diamètre du faisceau laser au point de focalisation (en accord avec les observations expérimentales) et sa longueur est ajustée pour que l'intégrale du flux de chaleur traversant cette paroi corresponde à la puissance laser absorbée. On suppose que la totalité de la puissance incidente est absorbée par le capillaire (vapeurs et parois). Une solution analytique de l'équation de la chaleur en régime quasi-stationnaire d'une source cylindrique mobile caractérisant cette approche peut d'ailleurs être obtenue [5].

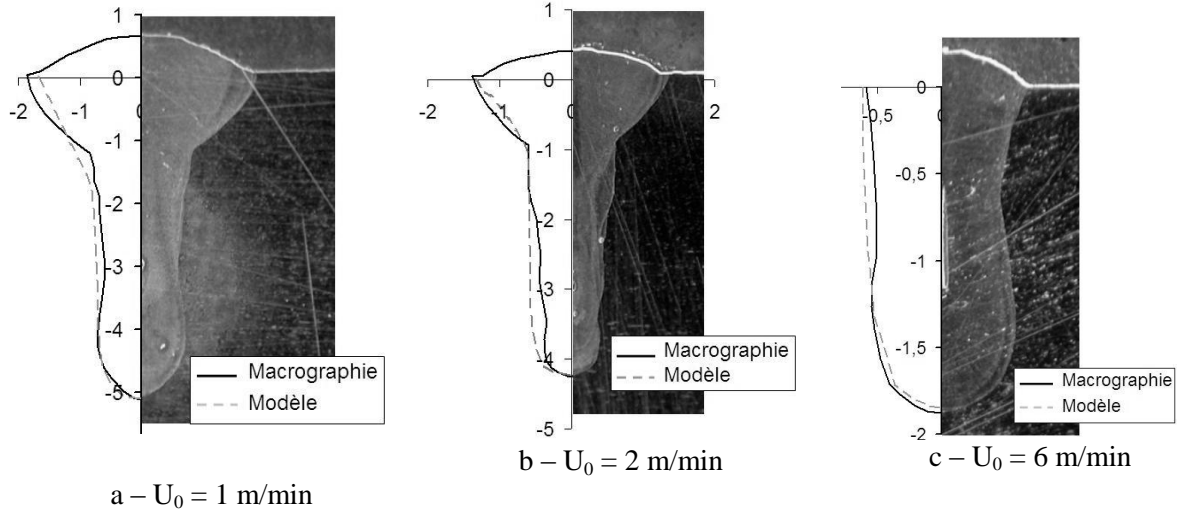
La géométrie du modèle est une plaque d'acier inoxydable 316L de 20 mm d'épaisseur avec un trou cylindrique représentant le capillaire produit par l'irradiation du laser. La température initiale  $T_0$  est égale à 293 K. La chaleur latente de fusion est prise en compte en utilisant la méthode du  $C_p$  apparent [6]. Les propriétés thermophysiques du matériau sont supposées dépendantes de la température. La pièce est irradiée perpendiculairement à la surface par le laser qui se déplace à une vitesse  $U_0$  le long de l'axe des abscisses. L'hydrodynamique du bain n'étant pas décrite, les échanges thermiques sont alors régis par l'équation de la conservation de l'énergie suivante, en considérant un régime quasi-stationnaire :

$$\rho c_p^{eq} U_0 \frac{\partial T}{\partial x} = \frac{\partial}{\partial x} \left( \lambda \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left( \lambda \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left( \lambda \frac{\partial T}{\partial z} \right) \quad (1)$$

où  $\rho$  représente la masse volumique,  $c_p^{eq}$  la capacité thermique massique équivalente,  $U_0$  la vitesse de soudage,  $\lambda$  la conductivité thermique et  $T$  la température.

La figure 3 montre les formes de cordon de soudure obtenues pour 3 vitesses de soudage : 1, 2 et 6 m/min. Pour les faibles vitesses de soudage, on obtient la forme caractéristique en « tête de clou ». Cet effet résulte probablement de l'hydrodynamique induite le long du capillaire par les forces de friction des vapeurs métalliques éjectées de ce capillaire [7]. Pour rendre compte de cette forme évasée du bain fondu à partir de notre modèle purement conductif, nous avons donc introduit un terme source surfacique dont les paramètres sont calés de façon à reproduire le bain fondu observé expérimentalement pour  $U_0 = 1$  et 2 m/min. Ce terme source représente environ 20 à 25 % de l'énergie totale imposée sur la surface du bain liquide. On peut observer alors un bon accord avec les macrographies.

Pour ces faibles vitesses de soudage, il faut signaler que les puissances laser absorbées par les parois du capillaire permettant de reproduire les pénétrations observées expérimentalement sont généralement plus faibles que les puissances incidentes correspondantes. Il est probable que le comportement fortement instable du capillaire (fortes fluctuations, fermetures fréquentes) pour ces conditions favorables à l'instabilité de Rayleigh-Taylor [7] soit à l'origine de cette différence qui s'atténue fortement lorsque la vitesse de soudage augmente, dans ce cas, le régime est plus stable et stationnaire.



a –  $U_0 = 1$  m/min  
 Figure 3: Comparaison des formes de bain fondu calculées avec les macrographies (soudage laser)  
 Demi-coupe perpendiculaire à l'axe du cordon de soudure  
 (la région positive correspond au bourrelet)

### 3.2. Modélisation du soudage MIG

Les films réalisés à l'aide de la caméra rapide dans le cas du soudage MIG permettent de mettre en évidence la dépression 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 [8] ont utilisé une méthode variationnelle pour déterminer cette déformation. 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. D'après nos observations avec la caméra rapide, l'impact des gouttelettes apparaît négligeable devant la pression d'arc, en raison des paramètres opératoires utilisés conduisant à un transfert par pulvérisation (mode 'spray'). L'équation donnant le profil de la surface libre  $\phi(x, y)$  s'écrit alors, en négligeant l'impact des gouttes :

$$-\sigma \left[ \frac{(1 + \phi_y^2)\phi_{xx} - 2\phi_x\phi_y\phi_{xy} + (1 + \phi_x^2)\phi_{yy}}{(1 + \phi_x^2 + \phi_y^2)^{3/2}} \right] = -\rho g \phi + P_{arc} + C \quad (2)$$

où  $\sigma$  représente le coefficient de tension superficielle,  $\rho$  la masse volumique du métal liquide,  $g$  l'accélération de la pesanteur,  $P_{arc}$  la pression d'arc et  $C$  le multiplicateur de Lagrange. 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 :

$$\pi r_{fil}^2 v_{fil} = U_0 \int (\phi_s - z_0) dy \quad (3)$$

où  $\phi_s$  représente le profil de la surface solidifiée,  $z_0$  la cote de la surface supérieure de la pièce,  $r_{fil}$  et  $v_{fil}$  le rayon et la vitesse de défilement du fil d'apport et  $U_0$  la vitesse de soudage.

La figure 4 illustre la démarche de ce modèle développé sous COMSOL. 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 2). 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 (Eq. 1) sur cette géométrie déformée. La source de chaleur due à l'arc est modélisée par une source surfacique gaussienne (Eq. 4), dans laquelle la tension  $U$  et l'intensité  $I$  sont mesurées expérimentalement, le rendement  $\eta$  et le rayon  $r_0$  étant calés à partir des macrographies :

$$\varphi_{surf} = \frac{\eta U I}{2 \pi r_0^2} \exp\left(-\frac{(x^2 + y^2)}{2 r_0^2}\right) \quad (4)$$

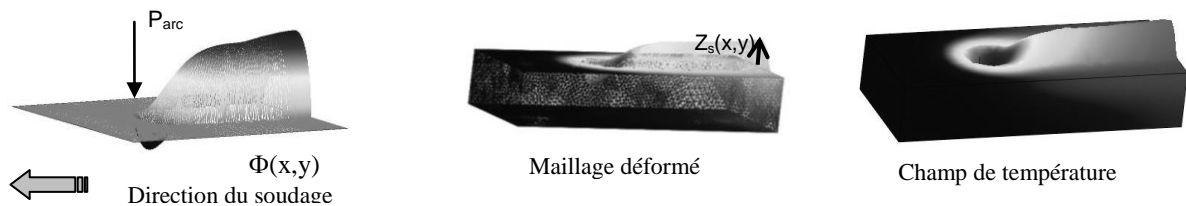


Figure 4: Illustration des différentes étapes du modèle MIG

### 3.3. Modélisation du soudage hybride laser-MIG

Pour modéliser le soudage hybride laser-MIG, nous avons modifié le modèle développé dans le cas du soudage MIG pour tenir compte de la présence du capillaire de vapeur dans la géométrie 3D déformée. Celui-ci est positionné à 2 mm à l'arrière du fil d'apport (mode tiré), conformément aux conditions expérimentales. Les figures 5 et 6 montrent un bon accord entre les formes calculées de bain fondu et bourrelet et les macrographies dans le cas du soudage MIG seul et hybride. Dans le cas du soudage hybride, les cordons de soudure sont plus profonds qu'avec le soudage laser seul et plus larges par rapport au soudage MIG seul. A noter que les paramètres  $\eta$  et  $r_0$  décrivant la source MIG sont identiques pour les deux vitesses de soudage (MIG seul :  $\eta = 0,4$  et  $r_0 = 1,3$  mm, hybride :  $\eta = 0,8$  et  $r_0 = 3$  mm). Les expériences ont été réalisées avec  $r_{fil} = 0,5$  mm et  $v_{fil} = 10$  m/min.

Si on compare l'aire théorique du bourrelet issue des simulations avec l'aire mesurée à partir des macrographies, l'erreur n'est que de 3 à 6% pour le cas du MIG seul (Fig. 5). Par contre, dans le cas du soudage hybride, l'aire mesurée dépasse de 20 à 30% la valeur théorique. Cette erreur peut s'expliquer par la présence du bourrelet observé en soudage laser seul (Fig 3), bien qu'il n'y ait pas d'apport de matière dans ce cas. 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. Pour les

comparaisons avec le modèle, nous avons utilisé la valeur déduite des macrographies comme valeur théorique, le modèle ne prenant pas en compte cet effet.

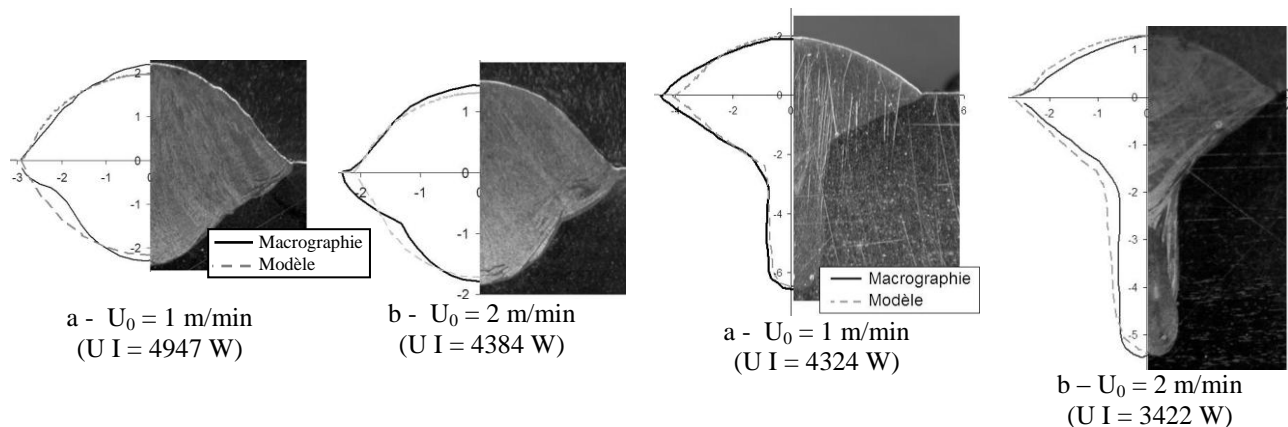


Figure 5: Formes de bain fondu et macrographies dans le cas du soudage MIG

Figure 6: Formes de bain fondu et macrographies dans le cas du soudage hybride

## 4. Conclusion

Cet article présente les premiers résultats concernant la modélisation du soudage hybride laser-MIG. Un modèle 3D purement thermique prenant en compte la déformation de la surface libre a été développé. Une étude expérimentale basée sur des observations par caméra rapide a permis de valider certaines hypothèses et paramètres du modèle. Les formes de bain fondu calculées pour les trois procédés de soudage (laser, MIG et hybride) ont été en bon accord avec les résultats expérimentaux pour différentes vitesses de soudage. Les développements futurs porteront sur la validation des cycles thermiques à l'aide de mesures par thermocouples et caméra infrarouge ainsi que sur la mesure dynamique du profil de la surface déformée à l'aide de profilométrie laser. La prise en compte des phénomènes thermo-hydrauliques au sein du bain fondu dans le modèle est également envisagée dans une prochaine étape. Cette étude a été réalisée dans le cadre du projet ANR « HYPROSOUND ».

## Références

- [1] M. Wouters, Hybrid Laser-MIG welding: an investigation of geometrical considerations, Ph.D. dissertation, Lulea University of Technology, Sweden (2005).
- [2] M. El Rayes, C. Walz, The influence of various hybrid welding parameters on bead geometry. *Weld J.* (2004), 147-153.
- [3] 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.
- [4] J. Zhou, H.L. Tsai, Modelling of transport phenomena in hybrid laser-MIG keyhole welding, *Int. J. Heat Mass Transfer*, 51 (2008), 4353-4366.
- [5] K.N. Lankalapalli, J.F. Tu, G. Gartner, A model for estimation penetration depth of laser welding processes, *J. Phys. D: Appl. Phys.* 29 (1996), 1831-1841.
- [6] V.R. Voller, C.R. Swaminathan, B.G. Thomas, Fixed grid techniques for phase change problems: a review, *Int. J. Numer. Meth. Engng.* 30 (2005), 875-898.
- [7] R. Fabbro, Basic processes in deep penetration laser welding, *Proceedings of the ICALEO'2002 Conference*, (Scottsdale, USA, 14-17 Oct 2002).
- [8] M. Ushio, C.S. Wu, Mathematical modelling of three-dimensional heat and fluid flow in a moving gas metal arc weld pool, *Metall. Mater. Trans. B*, 28B (1997), 509-516.