

Simulation numérique thermohydraulique appliquée au cas du soudage hybride laser/MAG en chanfrein

Issam BENDAOU^{1*}, Simone MATTEI¹, Pierre SALLAMAND¹, Eugen CICALA¹, Iryna TOMASHCHUK¹, Christophe PRIMAULT²

¹ Laboratoire Interdisciplinaire Carnot de Bourgogne (ICB), UMR 6303 CNRS - Université de Bourgogne

12, rue de la Fonderie – 71200 Le Creusot, France

² AREVA NP, Centre technique, Département Métallurgie et Corrosion, BP 40001 Saint Marcel – 71328 Chalon sur Saône Cedex, France

* (auteur correspondant : issam.bendaoud@u-bourgogne.fr)

Résumé - Un modèle thermohydraulique tridimensionnel du soudage hybride laser-MAG a été proposé et appliqué au cas de l'assemblage de pièces en acier 304 L de fortes épaisseurs en chanfrein étroit. Le modèle, résolu en régime quasi-stationnaire, fournit les champs de température (et donc le profil de la zone fondue) et les vitesses dans le bain de fusion grâce à la résolution couplée des équations de transfert de chaleur, de conservation de la masse et de la quantité de mouvement, en prenant en considération l'effet Marangoni, l'approximation de Boussinesq et l'apport de la chaleur par les gouttes provenant de la source MAG.

Nomenclature

C_p	capacité thermique massique $J.kg^{-1}.K^{-1}$	fil	fil électrode
D_{LM}	distance laser-MAG mm	l	liquidus
dz	hauteur de dépôt pariétal m	L	<i>laser</i>
\vec{F}	forces volumiques $N.m^{-3}$	s	solidus
f_d	fréquence de détachement des gouttes Hz	so	soudage
L	chaleur latente de fusion $kJ.kg^{-1}$	$s1$	source surfacique 1
P	puissance laser W	$s2$	source surfacique 2
Q	source volumique $W.m^{-3}$	<i>Symboles grecs</i>	
r	rayon de la source surfacique m	γ	tension de surface $N.m^{-1}$
T	température K	ΔT	écart de température (liquidus-solidus) K
\vec{u}	champ des vitesses	η	rendement %
v	vitesse $m.s^{-1}$	μ	viscosité dynamique $kg.m^{-1}.s^{-1}$
<i>Indices et exposants</i>		ρ	masse volumique $kg.m^{-3}$
d	gouttes		
eq	équivalente		
f	fusion		

1. Introduction

Le procédé de soudage hybride laser-MAG (Metal Active Gas) grâce à l'effet synergique de deux sources de chaleur de natures différentes, est devenu un procédé d'assemblage très attractif pour les industriels durant les dernières années. L'objectif de cette association est de bénéficier à la fois de la tolérance du procédé MAG quant au jeu d'accostage entre les tôles et de la productivité du procédé laser (possibilité de souder à grande vitesse de fortes épaisseurs [1]). Par ailleurs, jusqu'à présent, les travaux de recherche ont porté essentiellement sur l'étude de faisabilité et l'optimisation du procédé. Mais l'optimisation du procédé, pour une configuration donnée peut conduire à des expérimentations longues et coûteuses en raison du nombre important de paramètres opératoires. Avoir recours à la simulation numérique s'avère donc un outil précieux pour, d'une part, optimiser le procédé et, d'autre part, accéder à l'histoire thermique de la pièce à souder pour déterminer ses effets sur la qualité des cordons

de soudure. Cependant, l'accès au champ de température par simulation numérique peut être envisagé suivant deux approches : une approche dite « source équivalente » qui consiste à résoudre uniquement l'équation de la chaleur dans la pièce à souder [2, 3], et une approche multiphysique qui propose une description fine de l'apport de chaleur généré par les sources du procédé avec la prise en considération des phénomènes physiques intervenant au cours du soudage [4, 5].

Dans cet article, un modèle thermohydraulique a été développé sous le logiciel COMSOL multiphysics afin de simuler le champ thermique créé dans les pièces lors d'une opération de soudage hybride laser/MAG pour un ensemble de paramètres opératoires donné. Les champs de température et de vitesses sont obtenus par la résolution des équations de l'énergie et de Navier Stokes en régime quasi-stationnaire. Deux mécanismes à l'origine des écoulements du métal liquide dans le bain de fusion sont pris en compte : d'une part l'effet Marangoni (ou la thermocapillarité) et d'autre part, la convection gravitationnelle. Les résultats du modèle sont comparés à des mesures géométriques transversales et longitudinales caractéristiques de la zone fondue.

2. Configuration de soudage

2.1 Description de la configuration de soudage

La configuration de soudage étudiée dans cet article, porte sur le remplissage en plusieurs passes avec les sources laser et MAG d'une pièce en acier inoxydable 304L présentant un chanfrein étroit (Figure 1).

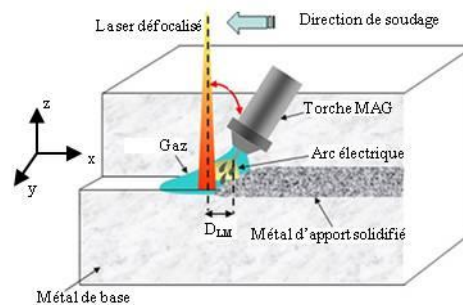


Figure 1 : Configuration de soudage hybride laser/MAG en chanfrein

La configuration de soudage hybride étudiée étant en mode poussé, le faisceau laser défocalisé est placé devant la torche MAG, et il permet, le préchauffage de la zone d'interaction ainsi qu'un bon mouillage du métal déposé sur les parois latérales. En effet, au cours du soudage, le métal déposé provient des gouttes du fil d'apport qui en tombant dans le bain fusion, forment un cordon de soudure après solidification. Par ailleurs, les paramètres opératoires de soudage présentés dans le tableau 1 ont été définis suite à des essais préliminaires afin de garantir un cordon conforme ne présentant aucun défaut (fissuration, soufflure ou collage).

Paramètres	Valeurs
Puissance laser surfacique P_L [$W \cdot mm^{-2}$]	212
Vitesse de fil [$m \cdot s^{-1}$]	0,15
Puissance MAG P_{MAG} [W]	3511
Distance laser-MAG D_{LM} [mm]	2,5

Tableau 1 : Paramètres opératoires du soudage hybride

2.2 Caractérisation de la zone fondue

Une étape nécessaire pour la validation du modèle est de comparer les résultats numériques avec les résultats expérimentaux. Des macrographies transversales et longitudinales ont été

réalisées afin d'obtenir des informations sur la forme et les dimensions de la zone fondue. Sur la coupe transversale (figure 2a), on observe qu'une partie de la zone fondue remonte sur les parois latérales assurant un bon mouillage et une bonne pénétration latérale. Dans cette configuration de soudage, le régime de transfert du métal correspond au mode court-circuit qui se caractérise par une faible énergie d'arc : par conséquent, les gouttes formées se détachent avec une faible fréquence. Ainsi la pression d'impact étant faible, la pénétration des gouttes n'influe pas sur la forme de la zone fondue. La coupe longitudinale (figure 2b) permet de voir la forme de la zone fondue et de déterminer l'angle d'inclinaison du bain de fusion qui est utilisé par la suite dans le modèle pour créer la géométrie du front d'apport de matière. Les mesures des dimensions caractéristiques de la zone fondue : pénétration latérale (P_{lat}), hauteur de dépôt (H) et pénétration en profondeur (P_d), sont présentées dans le tableau 2. Une caméra rapide CMOS PHANTOM v4.0 a été utilisée pour recueillir des informations supplémentaires sur la forme du bain liquide et mesurer sa longueur (figure 2c).

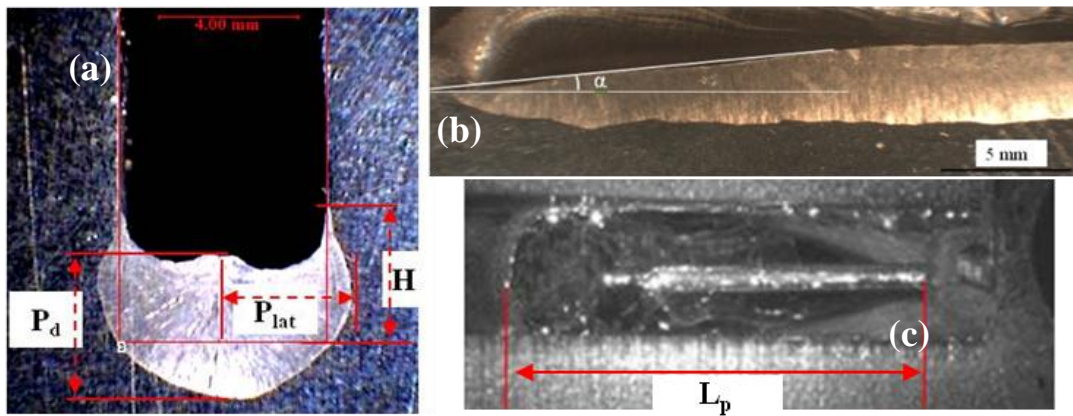


Figure 2 : a) Macrographie transversale de la zone fondue, b) Macrographie longitudinale de la fin du cordon de soudure, c) Visualisation par caméra rapide de la longueur du bain

Grandeurs [mm]	P_{lat}	P_d	H	L_p
Mesures [mm]	$3,66 \pm 0,05$	$4,4 \pm 0,1$	$4,1 \pm 0,3$	$28,2 \pm 0,5$

Tableau 2 : Dimensions de la zone fondue

3. Description du modèle thermohydraulique

En raison de la complexité du procédé de soudage hybride vis-à-vis de la compréhension des phénomènes physiques d'une part et leur modélisation numérique d'autre part, nous nous sommes limités à l'étude de la première passe du remplissage. En effet, dans le cas de la simulation thermohydraulique, il convient de résoudre les équations de conservation de l'énergie (1), de la quantité de mouvement (2) et de la conservation de la masse (3). Les phénomènes hydrauliques pris en compte sont limités à la convection gravitationnelle introduite via l'approximation Boussinesq et à l'effet Marangoni ayant lieu à l'interface entre le métal liquide et l'air.

$$\rho(T)c_p^{eq}(T)\vec{u}\cdot\vec{\nabla}T = \vec{\nabla}\cdot(\lambda(T)\vec{\nabla}T) + Q(x, y, z) \quad (1)$$

$$\vec{u} = \begin{cases} \vec{u}_x + \vec{v}_{so} \\ \vec{u}_y \\ \vec{u}_z \end{cases} \quad (2)$$

$$\rho\vec{u}\cdot(\vec{\nabla}\cdot\vec{u}) = \vec{\nabla}\cdot\left[-p\vec{I} + \mu\left(\vec{\nabla}\vec{u} + (\vec{\nabla}\vec{u})^T\right)\right] + \vec{F} \quad (2)$$

$$\vec{\nabla}\cdot(\rho\cdot\vec{u}) = 0 \quad (3)$$

3.1 Formulation et hypothèses

La mise au point du modèle thermohydraulique est fondée sur les hypothèses simplificatrices suivantes :

- L'approche quasi-stationnaire est employée : le champ de température créé par les sources laser et MAG est supposé identique d'un bout à l'autre du cordon. Ainsi les équations d'énergie et de la quantité de mouvement sont écrites dans un système de coordonnées mobile dont l'origine se déplace à la même vitesse que les sources de chaleur.

- Le fil d'apport est supposé avoir les mêmes propriétés que le métal de base.
- La chaleur latente de fusion est prise en compte en utilisant une capacité thermique équivalente décrite par [6] :

$$c_p^{eq} = c_p + D \cdot L_f \quad \text{avec} \quad D = \frac{e \frac{-(T-T_f)^2}{\Delta T}}{\sqrt{\pi \Delta T^2}} \quad (4)$$

- Les phénomènes métallurgiques ainsi que les forces de Lorentz ne sont pas pris en considération.

- La surface du bain de fusion est supposée à l'équilibre statique par rapport à la pression d'arc et la pression des gouttes.

- La variation des propriétés thermophysiques (conductivité thermique, masse volumique, capacité thermique massique...) lors de la fusion est prise en compte en utilisant une fonction de COMSOL, notée *flc2hs*, correspondant à une fonction d'Heaviside continue et deux fois dérivable. Cette fonction permet de faire varier continument les valeurs des propriétés thermophysiques d'une valeur A_s à l'état solide à sa valeur A_l à l'état liquide sur un intervalle de température ΔT centré sur la température de fusion.

$$A = A_s + (A_l - A_s) flc2hs(T - T_f, \Delta T) \quad (5)$$

où A_s, A_l sont respectivement les propriétés thermophysiques des phases solide et liquide.

- 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 métal liquide est assimilé à un fluide newtonien incompressible, subissant un écoulement laminaire.

Les valeurs des propriétés thermophysiques choisies pour le matériau de l'étude sont fonction de la température et récapitulées dans le tableau 3.

Propriétés thermophysiques	Valeurs
Température de liquidus T_l [K]	1773
Température de solidus T_s [K]	1683
Densité du métal liquide ρ_l [$\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$]	$-1,5 \cdot 10^{-4} T^2 - 0,112 T + 7551$
Densité du métal solide ρ_s [$\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$]	$-1,16 \cdot 10^{-4} T^2 - 2,6 \cdot 10^{-1} T + 7984$
Viscosité dynamique du liquide μ [$\text{kg} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{s}^{-1}$]	$5 \cdot 10^{-3}$
Conductivité thermique du solide λ_s [$\text{W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$]	$1,62 \cdot 10^{-2} T + 8,1$
Conductivité thermique du liquide λ_l [$\text{W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$]	$3,25 \cdot 10^{-2} T + 1,2$
Capacité thermique massique du solide cp_s [$\text{J} \cdot \text{kg}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$]	$0,135 T + 496,7$
Capacité thermique massique du liquide cp_l [$\text{J} \cdot \text{kg}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$]	694,7
Chaleur latente de fusion L_f [$\text{kJ} \cdot \text{kg}^{-1}$]	247
Coefficient de tension de surface $\frac{\partial \gamma}{\partial T}$ [$\text{N} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$]	-10^{-4}
Coefficient de la dilatation volumique β_v [K^{-1}]	$14 \cdot 10^{-6}$

Tableau 3 : Propriétés thermophysiques de l'acier 304L [7]

3.2 Apport de chaleur du procédé hybride

L'apport de chaleur est composé de deux parties. La première partie de l'énergie est attribuée au laser. Dans notre cas, le faisceau laser défocalisé est utilisé en mode conduction, son énergie déposée simultanément sur la surface du fond de chanfrein et sur la paroi latérale, est supposée avoir une distribution gaussienne avec un dépôt pariétal décrite par :

$$q_{s1} = \frac{P_L \eta_L}{2\pi r_{s1}^2} e^{\left(-\frac{x^2+y^2}{2r_{s1}^2}\right)} e^{\left(-\frac{z^2}{dz^2}\right)} \quad (6)$$

La deuxième partie de l'énergie provient du procédé MAG. La puissance délivrée par le générateur MAG est égale au produit tension-intensité $P_{MAG} = UI$. Une fraction de cette énergie est effectivement transférée à l'assemblage, le reste étant perdu dans l'atmosphère ambiante. Ainsi le rendement η est défini dans la littérature comme le rapport entre la puissance transférée à la pièce P_{eff} (puissance effective) et la puissance de soudage délivrée par le générateur P_{MAG} :

$$\eta = \frac{P_{eff}}{UI} \quad (7)$$

Dans plusieurs travaux trouvés dans la littérature [8, 9], le rendement thermique η du MAG est estimé à $(85 \pm 4)\%$. Par ailleurs, la puissance effective du MAG est répartie en deux parties. Une partie, P_{fil} , sert à la fusion de l'électrode et l'autre partie, P_{arc} , correspond à la chaleur transférée par l'arc vers la surface de la pièce à souder. Ainsi le bilan énergétique global pour le MAG peut être écrit comme suit :

$$P_{eff} = \eta UI = P_{fil} + P_{arc} \quad (8)$$

$$P_{eff} = \eta UI \eta_{fil} + (1 - \eta_{fil})\eta UI \quad (9)$$

L'apport de chaleur par l'arc électrique est représenté par une distribution gaussienne définie par un angle d'inclinaison β qui correspond à l'inclinaison de la torche MAG. La source de chaleur correspondante est définie par :

$$q_{s2} = \frac{\eta_{arc} P_{MAG}}{2\pi r_{arc}^2} e^{\left(-\frac{x_a^2+y^2}{2r_{arc}^2}\right)} \quad (10)$$

où $\eta_{arc} = (1 - \eta_{fil})\eta$ et x_a est la position de la source q_{s2} définie par :

$$x_a = -z \cdot \sin(\beta) + x \cdot \cos(\beta) - D_{LM} \quad (11)$$

Dans le cas du procédé MAG, les gouttelettes surchauffées générées par la fusion du fil, délivrent de la chaleur au bain de fusion. Nous utilisons le modèle proposé par Kumar et Bhaduri [10] qui représentent l'apport de chaleur des gouttes en utilisant une source de chaleur volumique avec une répartition uniforme dans une cavité cylindrique. Le rayon de la cavité R_c est supposé deux fois plus grand que le rayon des gouttes. En appliquant le bilan de conservation de la masse, le rayon R_c peut être déterminé en fonction de la fréquence de détachement des gouttes, du rayon et de la vitesse du fil par l'expression suivante :

$$R_c = 2R_d = 2 \left(\frac{3}{4f_d} \frac{\rho_{(T_L)}}{\rho_{(T_d)}} r_{fil}^2 v_{fil} \right)^{1/3} \quad (12)$$

La hauteur de la cavité H_c est calculée également à partir du modèle proposé par Kumar et Badhuri qui supposent que la profondeur de la cavité est générée par l'énergie cinétique des gouttes sous l'action de la pression hydrostatique de l'arc et de la tension de surface. Ainsi la hauteur H_c s'écrit :

$$H_c = -\frac{\gamma}{R_d \rho_{(T_d)} g} + \sqrt{\left(\frac{\gamma}{R_d \rho_{(T_d)} g}\right)^2 + \frac{R_d v_d^2}{3g}} \quad (13)$$

Finalement à partir des équations décrites précédemment, l'apport d'énergie des gouttes sous forme d'une distribution cylindrique uniforme est donné par l'expression :

$$Q_d = \frac{\pi r_{fil}^2 v_{fil} [\rho_{(T_d)} (c_{p,T_d} \cdot T_d + L_f) - \rho_{(T_l)} (c_{p,T_l} \cdot T_l + L_f)]}{H_c \pi R_c^2} \quad (14)$$

Le tableau 4 regroupe les paramètres utilisés pour le calcul de la source de chaleur volumique Q_d .

Paramètres	valeurs
γ tension de surface [N.m ⁻¹]	1
D_d diamètre des gouttes [mm]	2
v_d vitesse des gouttes [m.s ⁻¹]	1,1
r_{fil} rayon du fil [mm]	1,2
f_d fréquence de détachement des gouttes [Hz]	50
H_c hauteur du cylindre [mm]	1,25
R_c rayon du cylindre [mm]	2

Tableau 4 : Paramètres de calcul des dimensions de la source cylindrique

4. Résultats numériques

Pour une simulation numérique représentative d'un cas expérimental donné, le jeu de paramètres d'entrée du modèle permettant d'obtenir les dimensions et la forme de la zone fondue mesurées, est déterminé par la technique des plans d'expériences numériques. Nous avons estimé les trois paramètres (η_{arc} , r_{arc} , η_L) qui correspondent respectivement au rendement et au rayon de la source gaussienne décrivant l'arc, et au rendement de la source gaussienne décrivant la puissance surfacique du laser. Le tableau 5 présente le résultat d'identification de chaque paramètre.

Paramètres	η_{arc} [%]	η_L [%]	r_{arc} [mm]
valeurs	53	45	3,3

Tableau 5 : Paramètres d'entrée du modèle thermhydrodynamique

La figure 3 et la figure 4 représentent le champ de température et le champ des vitesses (sous forme des vecteurs) respectivement dans les plans transversal et longitudinal. La convection à l'intérieur du bain liquide est responsable de la redistribution de l'énergie apportée par le faisceau laser et le procédé MAG et de l'homogénéisation des températures. Cette convection est essentiellement causée par l'effet Marangoni lié aux gradients de température à la surface ($\frac{\partial \gamma}{\partial T} = -10^{-4} \text{ N.m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$). La variation de la tension superficielle engendrant un cisaillement de la surface, le liquide est alors mis en mouvement du point chaud vers le point froid de la surface liquide. Par conséquent le métal liquide se déplace du centre du bain vers l'interface solide-liquide en créant un tourbillon à l'intérieur du bain de fusion (figure 3) permettant la recirculation du liquide qui est en effet la conséquence directe de la valeur négative du gradient de tension de surface. Dans le plan longitudinal (figure 4), un mouvement du liquide se crée à l'avant du bain de fusion forçant les particules liquides chaudes à se déplacer vers l'avant et vers l'arrière de l'électrode, où la température du bain de fusion est maximale. A l'arrière du bain, les écoulements dans le bain génèrent un tourbillon permettant la recirculation du liquide et l'homogénéisation de la température. Ainsi ce type de recirculation a pour conséquence la modification de la forme de la zone fondue et l'étalement du bain de fusion.

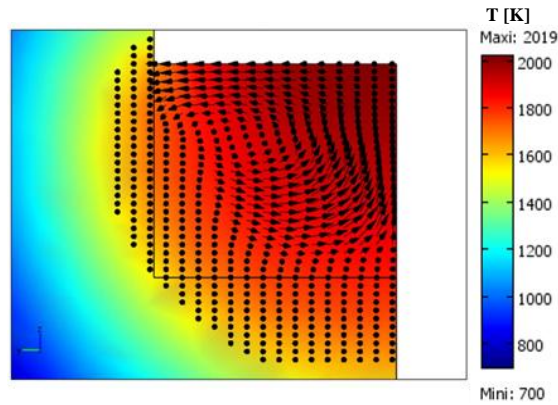


Figure 3 : *Champ de température et vitesses dans un plan transversal (zy)*

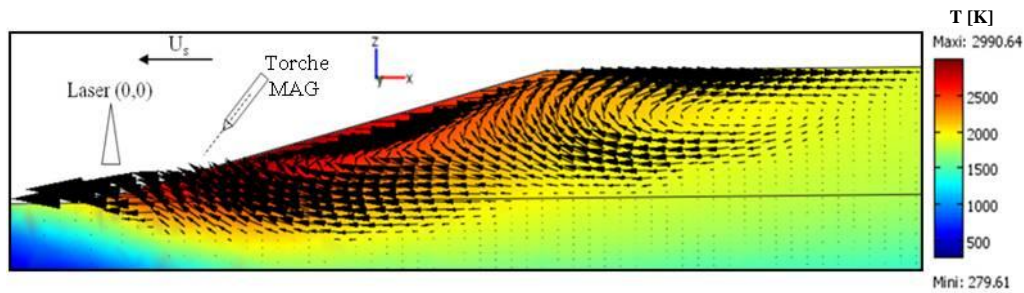


Figure 4 : *Champ de température et vecteurs vitesses dans le plan longitudinal (zx)*

Concernant les dimensions de la zone fondue, les valeurs calculées à partir de la simulation thermohydraulique sont comparées aux résultats expérimentaux. La figure 4 montre que la géométrie de la zone fondue représentée par l'isotherme à la température de solidus (1683K) de l'acier inoxydable 304L, est en bon accord avec la géométrie expérimentale correspondante. On obtient la même forme de mouillage du cordon sur la paroi latérale du chanfrein. Cependant, une différence est visible entre le calcul et l'expérience au niveau de la surface supérieure de la zone fondue. En effet le modèle ne prend pas en compte le mouvement de la surface libre et les phénomènes de solidification : on suppose une surface de zone fondue plane et statique. Le tableau 6 présente une comparaison entre les dimensions caractéristiques des zones fondues calculées et mesurées, à savoir la pénétration latérale (Plat), la pénétration en profondeur (Pd), la hauteur de dépôt (H) et la longueur du bain de fusion (Lp).

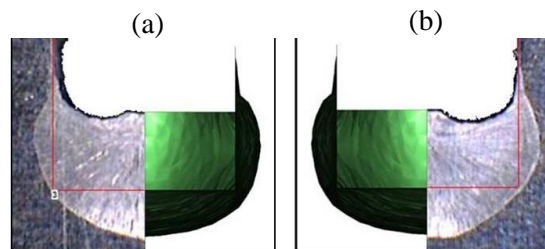


Figure 5 : *Comparaison des zones fondues calculée-mesurée, a) côté gauche, b) côté droit*

Grandeurs [mm]	P_{lat}	P_d	H	L_p
Expérimental [mm]	3,66	4,4	4,1	28,2
Erreur de mesure [mm]	0,05	0,1	0,3	0,5
Calcul [mm]	3,8	4,2	4,4	31,6
Ecart relatif [%]	3,8	4,5	7,3	12,0

Tableau 6 : Comparaison mesure/modèle des dimensions caractéristiques de la zone fondue

5. Conclusion

Dans cet article, nous avons présenté un modèle thermohydraulique 3D correspondant au soudage hybride laser/MAG en chanfrein étroit avec les phénomènes de convection naturelle et de tension superficielle (effet Marangoni). Les résultats du modèle ont été comparés et validés avec les coupes macrographiques et sont satisfaisants puisque nous obtenons un écart relatif de 12% entre le calcul et la mesure et une bonne reproduction de la forme de la zone fondue.

Par la suite, nous prévoyons de valider les résultats du modèle par des mesures de température par thermocouples dans le but d'utiliser les champs thermiques numériques dans un calcul thermomécanique.

Références

- [1] Ed. F. O. Olsen, Hybrid laser-arc welding, CRC Press, Denmark, (2009), pp 320.
- [2] I. Bendaoud, S. Mattei, P. Sallamand, I. Tomashchuk, E. Cicala, A. Mathieu, H. Andrzejewski, F. Bouchaud, The numerical simulation of heat transfer during a hybrid laser-MIG welding using equivalent heat source approach, Journal of Optics & Laser Technology, (2014), pp 334-342.
- [3] L. Bidi, S. Mattei, E. Cicala, H. Andrzejewski, P. Le Masson, J. Schroeder, The use of exploratory experimental designs combined with thermal numerical modeling to obtain a predictive tool for hybrid laser/MIG welding and coating processes, Optics & Laser Technology, (2011), pp 537-545.
- [4] J. Zhou, H.L. Tsai, Modeling of transport phenomena in hybrid laser-MIG Keyhole welding, International Journal of Heat and Mass Transfer 51, (2008), pp 4353-4366.
- [5] J.-H. Cho, S.-J. Na, Three-Dimensional analysis of molten pool in GMA-laser hybrid welding, Welding J. 88, (2009), pp 35-43.
- [6] C. Bonacina, G. Comini, A. Fasano, M. Primocerio, Numerical solution of phase-change problems, Int. J. Heat Mass Transfer 16 (1973), pages 1825-1832.
- [7] N. Kerrouault, Fissuration en soudage d'un acier inoxydable austénitique, Thèse de Doctorat, C.E.A et Ecole Centrale Paris, (2001).
- [8] J.N. Dupont, A.R. Marder, Thermal efficiency of arc welding processes. Welding Journal, (1995), pp 406-416.
- [9] M.C. Tsai, K. Sindou, Marangoni convection in weld pools with a free surface. Int. J. Num. Methods Engrg, (9), (1989), pp 1503-1516.
- [10] S. Kumar, S.C. Bhaduri, three-dimensional finite element modeling of gas metal-arc welding, metal. Mater. Trans B, Vol 25, (1994), pp 435-441.

Remerciements

Nous sommes particulièrement reconnaissants à l'Agence National de la Recherche pour le soutien financier accordé pour la réalisation de ce projet de recherche.