

# Investigation des conditions aux limites thermiques pour la modélisation du FSW: étude paramétrique

A. GUEDOIRI<sup>a</sup>, A. MOUFGI<sup>b</sup>, V. FAVIER<sup>c</sup>, H. ZAHROUNI<sup>b</sup>

a. Arts et Métiers ParisTech-Metz, LEM3, CNRS UMR 7239, 4 rue Augustin Fresnel, 57078 Metz, France

b. Université de Metz, LEM3, CNRS UMR 7239, Ile de saulcy, 57045 Metz, France

c. Arts et Métiers ParisTech-Paris, CNRS, PIMM, 151 bd de l'Hôpital, 75013 Paris, France

## Résumé :

*Le but de ce travail est d'étudier l'influence des conditions aux limites thermiques sur les résultats de simulation du procédé de soudage par friction et malaxage « FSW ». Généralement, les dimensions des pièces à souder peuvent être très importantes et une zone très réduite autour de l'outil de soudage est modélisée pour l'étude thermomécanique. Cette zone que nous appellerons "boîte" doit être suffisamment petite pour réduire le temps de calcul et suffisamment grande pour limiter les effets des conditions aux limites. Nous savons que lors du soudage, la zone de malaxage est très localisée autour de l'outil et facilement identifiable en analysant le champ de vitesse. Sur le plan thermique, cette identification n'est pas évidente puisqu'elle dépend à la fois des paramètres de soudage mais aussi des dimensions des pièces à souder ainsi que de l'environnement. Nous proposons dans cette étude une stratégie numérique qui permet de prendre en compte correctement les conditions aux limites thermiques sur la boîte et de réduire le temps de calcul de façon significative.*

## Mots clefs : Soudage par friction malaxage, FSW, modélisation thermomécanique

**Abstract:** *The aim of the present work is to study the influence of thermal boundary conditions on the simulation of friction stir welding process "FSW". Generally, dimensions of the workpieces to be welded are very large and a very small zone surrounding the welding tool is modelled for the thermomechanical study of the process. This area, named box, should be small enough to reduce the computation time and large enough to minimize effects of boundary conditions. It is well known that during welding, the mixing zone is closed around the tool; it is easily identified by analyzing the velocity field which is complex in contact interface with the tool and which tends rapidly to the tool traverse speed far from the tool. In the thermal analysis, the boundary conditions are not obvious since they depend on the welding parameters, on the workpiece dimensions and on its vicinity. We propose in this study a numerical strategy for determining correct thermal boundary conditions on the box and which leads to a significant reduction of computation time.*

## 1 Introduction

Le soudage par frottement et malaxage (Friction Stir Welding: FSW) a été développé dans les années 90 par TWI (The Welding Institute, Cambridge, UK) afin d'assembler les alliages d'aluminium (séries 2xxx, 6xxx et 7xxx) difficilement soudables par les procédés classiques de soudage : TIG (Tungstène Inert Gas), faisceau laser, ...etc, [1]. Compte tenu des avantages du procédé FSW, différentes applications industrielles visant des allègements de structures non négligeables peuvent être envisagés dans le domaine des transports. Actuellement plusieurs études consistent à étendre ce procédé aux alliages plus durs (aciers, titane...) et au soudage hétérogène (Al-Cu ...). FSW est un procédé de soudage en phase solide basé sur le malaxage de la matière à l'état pâteux dans la zone à souder. L'outil de soudage est composé d'un épaulement et d'un pion. Après la phase de plongée, l'épaulement vient frotter sur la surface supérieure des tôles à assembler. Ce frottement permet d'échauffer la matière à la température requise. La température idéale de soudage est celle qui permet d'avoir un état "pâteux" (entre 0.7 Tf et 0.8 Tf, Tf: température de fusion). Avant la mise en translation de l'outil (phase de soudage par malaxage), un délai de quelques secondes doit être observé afin de permettre au matériau d'atteindre la température de travail. L'outil en rotation est ensuite mis en translation le long du joint. Pour que le pion puisse avancer aisément dans la matière, il faut maintenir un état pâteux de la matière. Ceci est assuré par l'échauffement dû au frottement au niveau des contacts épaulement-tôles et pion-tôles et à la déformation plastique du matériau, [2, 3]. La cinématique du procédé induit également un brassage de la matière (malaxage) assurant la formation du cordon de soudure.

L'étude bibliographique montre que les modèles actuels (analytiques, semi-analytiques ou EF) ne prennent

pas en compte correctement plusieurs mécanismes physiques qui ont un effet direct sur le caractère prédictif de la modélisation ainsi que sur la compréhension des phénomènes mis en jeu durant le procédé FSW. Ceci se traduit par l'introduction de plusieurs coefficients que l'on ajuste par rapport aux mesures expérimentales (généralement la température), [4].

Afin de développer des modèles EF avec des temps de calcul non excessif, plusieurs auteurs ont proposé des simulations EF qui ne prennent en compte que la matière contenue dans une zone localisée autour de l'outil: zone de malaxage. Ceci implique l'introduction de conditions aux limites (CL) appropriées pour prendre en compte les flux de chaleurs diffusés dans le reste de la plaque à souder, dans son système de bridage (plaque support, système de fixation...), dans l'outil et dans le milieu environnant. Actuellement ces CL sont remplacées par des CL fictives basées sur l'introduction de plusieurs coefficients empiriques que l'on ajuste par rapport à des mesures expérimentales de la température, [5, 6]. D'un autre côté, afin de modéliser les conditions de contact entre l'outil et la tôle; les auteurs utilisent généralement deux modèles: contact collant ou contact glissant, [7]. Quand aux mécanismes de malaxage, les modèles actuels sont loin de simuler cet aspect du procédé FSW.

Dans ce travail, on propose une approche itérative pour le couplage entre la zone de malaxage, le reste de la tôle à souder et le système outil-plaque support [8]. Pour prendre en compte les flux de chaleur diffusés dans le reste de la plaque à souder, dans son système de bridage (plaque support) et dans l'outil, on a proposé une stratégie itérative en deux étapes: (1) calcul thermomécanique dans une zone localisée au voisinage de l'outil (on parle de 'boîte'), (2) calcul uniquement thermique par volume finis en prenant en compte 'la boîte' et une partie représentative de la plaque à souder et de la plaque support. L'étape (2) permet de déterminer les conditions aux limites thermiques sur la frontière de 'la boîte' pour le calcul (1). Ces CL sont ensuite injectées dans l'étape (1) jusqu'à ce que la température aux bords de 'la boîte' calculée dans (1) coïncide avec celle obtenue dans (2). Ainsi, on n'a plus besoin d'introduire des conditions aux limites fictives sur 'la boîte' (comme dans la littérature) puisque ces dernières sont prises en compte d'une manière naturelle en couplant les étapes (1) et (2). Cette approche est implantée dans le code CFD Fluent et validée par rapport aux données expérimentales de Yeong [9].

## 2 Présentation du modèle

Dans cette section, on présente brièvement les deux étapes de la stratégie itérative pour prendre en compte les flux de chaleur diffusés de la zone de malaxage vers le reste de la plaque à souder, dans son système de bridage (plaque support) et dans l'outil.

### 2.1 Etape 1: Modèle thermomécanique de la zone de malaxage

Dans la zone de malaxage au voisinage de l'outil (on parle de 'boîte'), les interfaces de contact épaulement-tôle et pion-tôle sont supposées des contacts collants. L'écoulement de la matière est supposé stationnaire et incompressible; avec un comportement visqueux non newtonien, le problème à résoudre est décrit par les équations de quantité de mouvement, de continuité et de l'énergie. Le fluide est caractérisé par sa viscosité

dynamique ayant la forme constitutive suivante:  $\mu(T, \bar{\varepsilon}) = \frac{\bar{\sigma}}{3\bar{\varepsilon}}$ , où  $\bar{\sigma}$  et  $\bar{\varepsilon}$  sont respectivement, la

contrainte équivalente de von Mises et la vitesse de déformation équivalente.  $\bar{\sigma} = \frac{1}{\alpha} \sinh^{-1} \left( \frac{Z(\bar{\varepsilon}, T)}{A} \right)^{\frac{1}{n}}$  avec

$Z(\bar{\varepsilon}, T) = \bar{\varepsilon} \exp\left(\frac{Q}{RT}\right)$  représente le paramètre de Zener-Hollomon, Q l'énergie d'activation, T la

température absolue et R la constante des gaz parfaits.  $\alpha$  et n sont des constantes du matériau (AA6061) données dans la référence [10]. La source de chaleur due à la dissipation plastique est donnée par  $q_v = \beta 3\mu \bar{\varepsilon}^2$  où  $\beta = 0.9$  désigne le coefficient de Taylor Quinney. Les principales inconnues dans cette formulation sont le champ de vitesse  $u$ , la pression  $p$  et la température absolue  $T$ .

Les conditions aux limites thermiques dans cette étape sont de type convective à la première itération puis de type Dirichlet aux itérations suivantes et doivent être imposées sous la forme de profils. Cette température imposée au niveau des surfaces de la boîte, Fig.1, est le résultat du calcul thermique de l'étape 2. Dans ce calcul thermomécanique, un couplage entre la pression et la vitesse est considéré par l'algorithme SIMPLE

[11]. Les distributions de la viscosité dynamique  $\mu(x, y, z, T)$ , de la vitesse de déformation  $\dot{\varepsilon}(x, y, z, T)$  et du champ de vitesse  $u(x, y, z, T)$ , obtenues dans ce calcul local, serviront comme variables d'entrées dans le modèle global, étape 2 (modèle thermique). Ces données seront introduites dans ce second modèle à l'aide des procédures utilisateurs UDF (User Define Function) de Fluent [12]. Elles permettent d'introduire la vitesse initiale, la viscosité dynamique et la source volumique.

## 2.2 Etape 2 : Modèle thermique

Dans cette étape, un calcul purement thermique prend en considération tout l'ensemble de soudage (plaque, outil et plaque support). Dans l'équation de la chaleur (1), la source volumique  $q_v$  et la vitesse des particules  $u_i$  sont obtenues à partir du modèle local de l'étape 1. Loin de la zone de malaxage, schématisée par la 'boîte', la matière arrive à la température ambiante pour la tôle et la plaque support. La même condition aux limites est considérée au niveau de la surface supérieure de l'outil. Une condition de type Newton est considérée sur les autres surfaces (avec  $h=20\text{W/m}^2\text{K}$ ).

$$u_i \frac{\partial T}{\partial x_i} = \frac{\lambda}{\rho C_p} \frac{\partial^2 T}{\partial x_i^2} + q_v \quad (1)$$

Dans ce calcul, nous utilisons le même maillage dans la boîte que dans la plaque. La procédure de transfert des données entre les deux étapes de l'approche itérative est effectuée normalement avec la méthode va-vient (figure 1). Cette étape de calcul nous permet d'obtenir les champs de température dans l'ensemble du système soit, dans l'outil, dans la plaque et dans l'enclume. En utilisant les UDF, les températures obtenues dans la zone encadrant la boîte sont considérées comme données d'entrée jouant le rôle des conditions aux limites de types Dirichlet pour l'étape 1. La procédure itérative est répétée entre les deux étapes jusqu'à la convergence de l'algorithme.

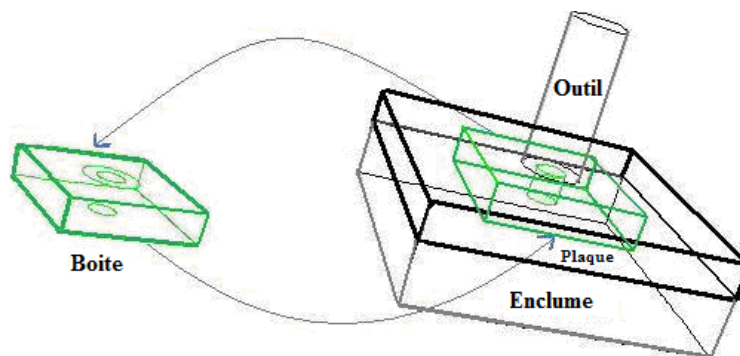


FIG. 1 – Schémas des modèles : modèle thermomécanique (Boîte) et modèle thermique (plaque, outil et l'enclume)

## 3 Résultats et discussion

Nous considérons une tôle d'aluminium 6061-T6 de dimensions 60x40x3.1mm données par Yeong [9]. La boîte à la forme carrée entourant la zone affectée thermomécaniquement est de côté 10mm et à la même épaisseur que les plaques à souder. L'outil en acier a une forme cylindrique avec un épaulement de 12 mm de diamètre et un pion conique (3mm de diamètre de base avec 15° pour l'angle d'ouverture). La hauteur de l'outil est de 27.8 mm dont 2.8 mm pour le pion. Les tôles ( $\rho(\text{kg/m}^3) = 2780$ ,  $\lambda(\text{W/mK}) = 140$ ,  $C_p(\text{J/kgK}) = 980$ ) sont posées sur une enclume en acier ( $\rho(\text{kg/m}^3) = 7833$ ,  $\lambda(\text{W/mK}) = 50$ ,  $C_p(\text{J/kgK}) = 465$ ) d'épaisseur 15 mm. Elles sont supposées en contact collant avec l'outil en acier ( $\rho(\text{kg/m}^3) = 7833$ ,  $\lambda(\text{W/mK}) = 50$ ,  $C_p(\text{J/kgK}) = 460$ ). Dans ce travail, nous utilisons les paramètres opératoires choisis par Yeong, telles que la vitesse de soudage 60mm/mn et la vitesse de rotation 800rpm.

Nous allons analyser les résultats obtenus à l'itération de convergence. En effet, la figure 2a nous montre la

forme de la boîte ainsi que ces facettes de référence pour contrôler la température moyenne à chaque itération. La figure 2b présente l'évolution de la température moyenne de chaque facette en fonction des itérations. L'algorithme est arrêté lorsque l'erreur relative en température est inférieure à  $10^{-2}$ .

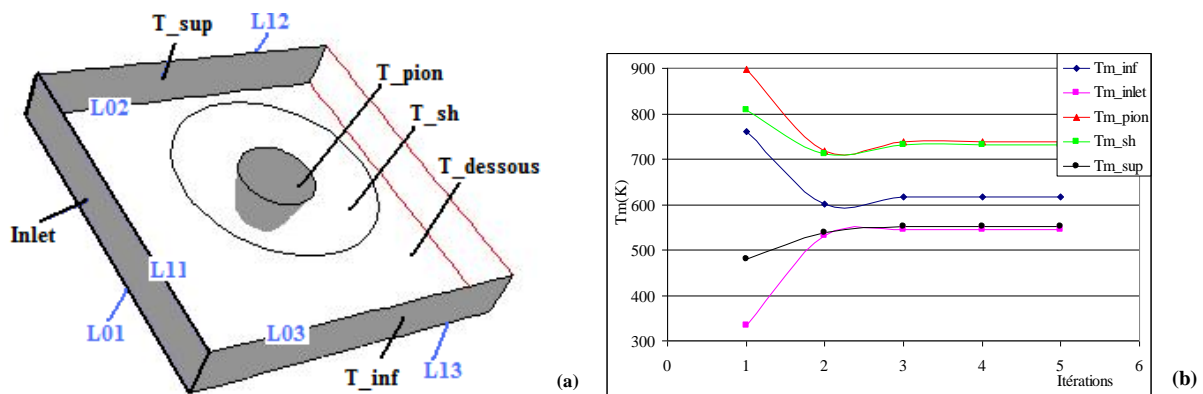


FIG. 2 – (a) La boîte, (b) Evolution de la température en fonction des itérations.

Pour valider partiellement notre algorithme, nous comparons les résultats obtenus par la présente procédure avec ceux d'un calcul thermomécanique effectué sur la tôle entière. Dans le modèle thermomécanique complet, les conditions aux limites thermiques sont données à partir de l'itération de convergence de notre algorithme. La figure 3 montre les profils de température obtenus par les deux modèles. On remarque bien que cette stratégie nous donne une bonne corrélation au niveau des profiles de température entre le modèle proposé (modèle itératif) et le modèle complet (calcul thermomécanique du modèle complet). Les résultats sont représentés sur les lignes  $L_{ij}$  correspondant entre la Boîte (modèle itératif proposé dans cette étude) et la Plaque (modèle complet de référence).

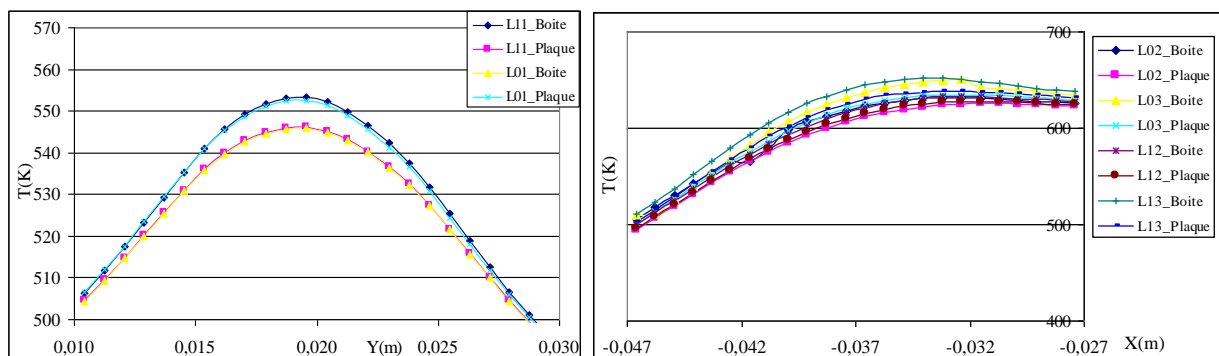


FIG. 3 – Comparaison des profils de températures entre les deux modèles thermomécaniques dans la boîte et dans la plaque suivant les lignes indiquées par la figure 2a.

La plaque support et l'outil jouent un rôle très important sur la distribution du flux de chaleur total fourni par le procédé FSW. Plusieurs auteurs ont pris en compte cet effet lors de la modélisation de ce procédé. Par exemple, Fourment et al. [13] ont introduit un coefficient de partage de chaleur avec l'outil basé sur l'effusivité des deux matériaux en contact, mais le contact avec l'enclume est remplacée par un coefficient de convection de l'ordre de  $200 \text{ W/m}^2\text{K}$  [13,14],  $250 \text{ W/m}^2\text{K}$  [15],  $800 \text{ W/m}^2\text{K}$  [16] et  $1000 \text{ W/m}^2\text{K}$  selon Colegrove et al. [17], Khandkar et al [18]. Le transfert de chaleur entre l'outil et la tôle d'une part et entre la tôle et l'enclume d'autre part est analysé dans notre travail. On montre une forte dépendance de ce paramètre par rapport à l'espace et la température. Sur la figure 4 est reporté le coefficient de convection  $h(x, y)$  entre la tôle et la plaque support. Ce paramètre est déduit à partir du calcul thermique de l'étape 2 à l'itération de convergence. On peut remarquer que ce coefficient est presque de l'ordre de  $100 \text{ W/m}^2\text{K}$  dans la région suffisamment loin de l'outil et de l'ordre de quelques milliers à l'interface de l'outil. On peut expliquer cette grande variation par l'effet de l'échauffement élevé dans la zone de soudage. Ce paramètre est considéré généralement constant (entre  $200$  et  $1000 \text{ W/m}^2\text{K}$ ) dans de nombreuses contributions.

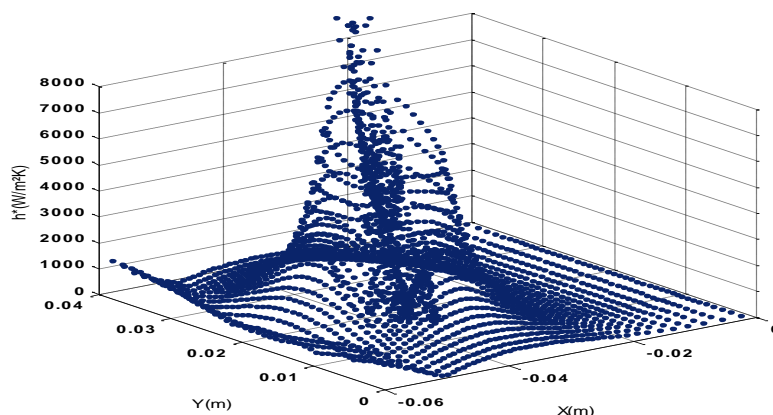


FIG. 4 – Coefficient de transfert thermique au niveau de la surface inférieure de la plaque à souder.

La figure 5 montre une comparaison de la distribution de la température dans la boîte et dans la plaque à partir de notre algorithme (figure 5 : modèle) à l'état de convergence avec la distribution de la température obtenue à partir du calcul thermomécanique complet (figure 5 : référence). Nous pouvons observer une bonne corrélation entre les deux modèles. Nous proposons maintenant une comparaison entre les résultats de notre modèle et ceux obtenus expérimentalement dans les travaux de Yeong. Sur la figure 6, on reporte l'évolution de la température pour deux thermocouples, TC1 et TC2, situés à 6 mm symétriquement par rapport à la ligne de jonction et à mi-épaisseur. Les résultats montrent une assez bonne corrélation entre la simulation et l'expérience en particulier au niveau de la température de pic. Un décalage apparaît aux deux extrémités dû probablement à un effet de conditions aux limites (les dimensions de la tôle ne sont pas suffisamment grandes) ou aux mesures.

## 4 Conclusion

Dans ce travail, nous avons présenté un modèle numérique pour la simulation du soudage par friction et malaxage. L'étude a été centrée principalement sur la prise en compte de façon correcte des conditions aux limites thermiques. Pour cela, nous avons proposé deux modèles séparés mais couplés. Un modèle thermomécanique pour la zone de malaxage entourant l'outil et un modèle purement thermique qui prend en compte la totalité du système à savoir les tôles à souder, l'outil et la plaque support. Dans cette étude, une loi de comportement thermomécanique est utilisée uniquement pour la zone de malaxage autour de l'outil. L'algorithme proposé peut être utilisé pour le soudage de plaques de grandes dimensions avec un coût qui reste faible en temps de calcul puisque le problème thermomécanique reste de taille réduite.

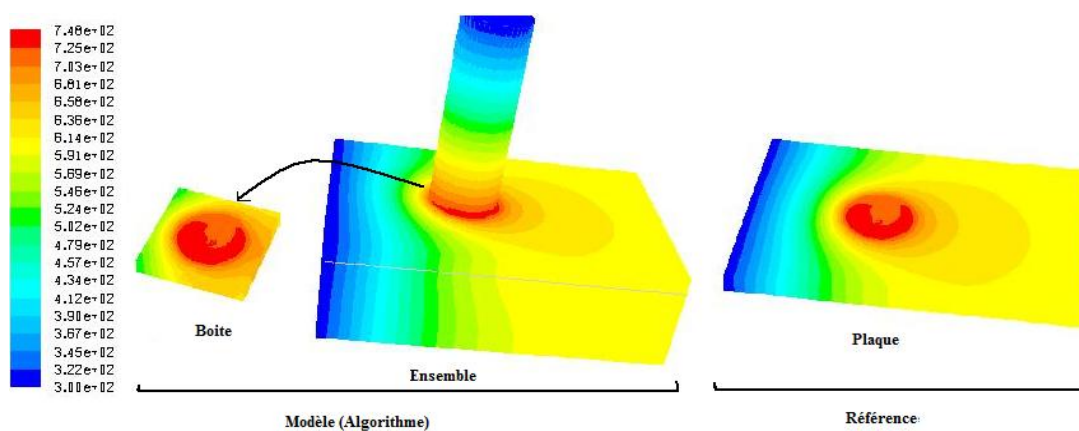


FIG. 5 – Distribution de la température ( $^{\circ}\text{K}$ ), dans la boîte (calcul thermomécanique), dans l'ensemble (calcul thermique) et dans la plaque (calcul thermomécanique : référence).

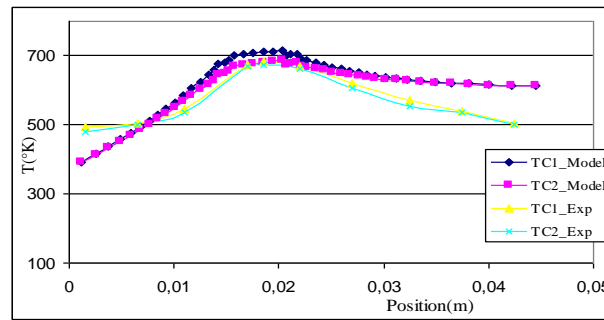


FIG. 6 – Comparaison entre les résultats expérimentaux et les résultats numériques. Enregistrement de la température par les thermocouples TC1 et TC2.

## References

- [1] W. M. Thomas, E. D. Nicholas, J. C. Needham, M. G. Church, P. Templesmith and C. Dawes, Intl. Patent Application no. PCT/GB92/02203 and GB Patent Application no. 9125978.9, 1991.
- [2] K. Colligan, "Material Flow Behavior during Friction Stir Welding of Aluminium", *Welding Journal*, vol. 78(71), 229-237, 1999.
- [3] T. U. Seidel and A. P. Reynolds, *Science and Technology of Welding and Joining*, vol. 8, 175-183, 2003.
- [4] O. Lorrain, J. Serri, V. Favier, H. Zahrouni, M. El Hadrouz, "A contribution to a critical review of FSW numerical simulation", *J. Mec. Mat. Str.*, Vol. 4, 351-369, 2009.
- [5] M.Z.H Khandkar., J. A., Reynolds. A. P. "Prediction of temperature distribution and thermal during friction stir Welding: input torque based model". *Science and Technology of Welding and Joining*, vol. 8. 165-174, 2003.
- [6] M.Z.H Khandkar, J.A Khan. "Thermal modeling of overlap friction stir welding for Al-alloys. *J. Mater Process Manuf Sci*, vol 10, 91-105, 2001.
- [7] H. Schmidt, J. Hattel. "A Thermal-pseudo-mechanical Model for the Heat Generation in Friction Stir Welding", *Proceedings of the 7th International*. 2008.
- [8] A. Guedoiri, A. Moufki, V. Favier, H. Zahrouni. "An analysis of boundary condition effects on the thermomechanical modeling of the FSW process" (AMPT2010). *AIP Conference Proceedings*, Vol 1315, 911-916, 2011.
- [9] Yeong-Maw Hwang, Zong-Wei Kang, Yuang-Cherng Chiou, Hung-Hsiou. "Experimental study on temperature distributions within the workpiece during friction stir welding of aluminum alloys". *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, vol 48, 778-787, 2008.
- [10] D.H. Lammlein, D.R. DeLapp, P.A. Fleming, A.M. Strauss, G.E. Cook. "The application of shoulderless conical tools in friction stir welding: An experimental and theoretical study". *Materials and Design*, vol 30, 4012-4022, 2009.
- [11] S.V. Patankar. "Numerical heat transfer and fluid flow". New York: Hemisphere Publishing Corporation, 1980.
- [12] FLUENT 6.1 User's Guide. 2003.
- [13] L. Fourment, S. Guerdoux, M. Miles, and T. Nelson. "Numerical simulation of the friction stir welding process using both lagrangian and arbitrary lagrangian eulerian formulations". *5th symposium on Friction stir welding*, Metz, France, 2003.
- [14] Feulvarch.E, Boitout.F and Bergheau.J.M "Friction Stir Welding : modélisation de l'écoulement de la matière pendant la phase de soudage". *17ème Congrès Français de Mécanique Troyes, France*, 2005.
- [15] A. Bastier. "Modélisation du soudage d'alliages d'aluminium par friction et malaxage". Ph.D. thesis, École Polytechnique, France, 2006.
- [16] L. Fourment, S. Guerdoux, M. Miles, T. Nelson. "Numerical simulation of the Friction Stir Welding Process using both lagrangian and Arbitrary Lagrangian formulations". *Proceedings of the fifth international symposium on Friction Stir Welding*, Metz. 2004.
- [17] P. Colegrove, M. Painter, D. Graham, T. Miller, 3-Dimensional flow and thermal modeling of the friction stir welding process, in: *Proceedings of the Second International Symposium on 'Friction Stir Welding'*, TWI Ltd., Gothenburg, Sweden, 2000.
- [18] M.Z.H. Khandkar, J.A. Khan, A.P. Reynolds and M. A. Sutton. "Predicting residual thermal stresses in friction stir welded metals". *Journal of Material Processing Technology*. Vol 174, 195\_203, 2006.