
Modélisation numérique du Friction Stir Welding

Arnaud Bastier* — **M. Habibou Maitournam*** — **Ky Dang Van***
Frédéric Roger**

* *Laboratoire de Mécanique des Solides - CNRS UMR7649*
Département de mécanique, École Polytechnique, F-91128 Palaiseau Cedex
bastier@lms.polytechnique.fr

** *UME - École Nationale Supérieure de Techniques Avancées*
Chemin de la Hunière, F-91761 Palaiseau

RÉSUMÉ. Le travail présenté dans cet article décrit une méthode de calcul destinée à la simulation d'un procédé de soudage appelé Friction Stir Welding. À partir d'une loi de comportement viscoplastique et d'une approche eulérienne, le champ de température est évalué en tenant compte de l'écoulement de matière autour de l'outil. Ce premier résultat, obtenu à l'aide d'une résolution par éléments finis mixtes, est validé par des données expérimentales issues de mesures obtenues par thermographie infrarouge. La seconde étape du calcul a pour but de déterminer les contraintes résiduelles de l'assemblage après soudage. Pour cela, un algorithme élastoplastique stationnaire est utilisé. Lors du calcul, l'histoire mécanique de la matière est prise en compte en intégrant le comportement le long des trajectoires suivies par les points matériels. Seule la phase stationnaire du procédé sera simulée dans l'ensemble de ce travail.

ABSTRACT. This paper presents a computational method of a simulation of the Friction Stir Welding process. The first step of the simulation uses an eulerian approach of the thermomechanical problem. A finite element model is used to establish the temperature field based on a viscoplastic behaviour and experimental data. The second step of the simulation is more original. The calculation is based on a steady state algorithm. It takes into account the whole mechanical history of the material since the algorithm is based on an integration along the trajectories of the particles. Residual state is evaluated for a Friction Stir Welded assembling. Only the stationary phase of the process is simulated during these two steps which confers a substantial gain of the computation time.

MOTS-CLÉS : couplage thermomécanique, stationnaire, contraintes résiduelles.

KEYWORDS: thermomechanical coupling, stationary state, residual stresses.

1. Introduction

Le Friction Stir Welding est un procédé de soudage relativement récent, développé en 1991 au TWI (*The Welding Institute*). Alors que l'assemblage d'alliages d'aluminium est difficile par des techniques de soudage plus conventionnelles, le principal avantage du Friction Stir Welding est de pouvoir assembler de tels alliages sans atteindre le point de fusion engendrant, de fait, des modifications métallurgiques moindres. De plus, ce procédé est très prometteur tant sur sa mise en œuvre industrielle que sur les propriétés mécaniques de l'assemblage obtenu.

Le Friction Stir Welding permet un assemblage de structures par friction et malaxage de la matière située à proximité de l'outil. Les différentes phases du procédé sont illustrées sur la figure 1. L'outil est constitué d'un épaulement cylindrique auquel est fixé un pion parfois fileté. Dans un premier temps, l'outil est mis en rotation puis plonge à l'interface des plaques à assembler (cf. figure 1(a)). Une fois l'épaulement en contact avec les plaques, l'outil avance le long du joint (cf. figure 1(b)). La chaleur générée lors du procédé donne à la matière une consistance pâteuse ce qui facilite son mélange grâce au mouvement de rotation. Après le passage de l'outil, un refroidissement a lieu et finalise l'assemblage des deux plaques.

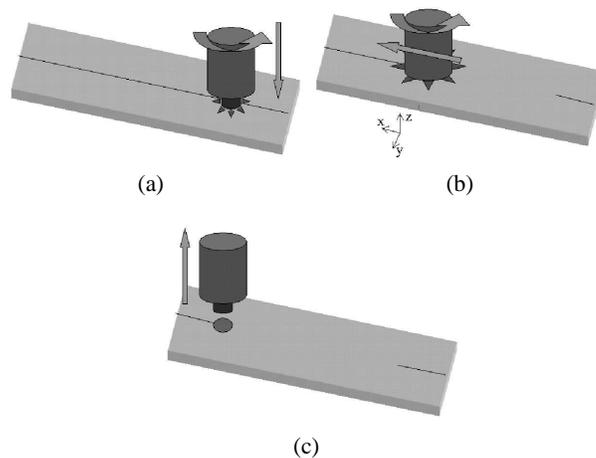


Figure 1. Description du Friction Stir Welding : (a) plongée de l'outil dans les plaques (b) avancement de l'outil en rotation (c) retrait de l'outil

Dans cet article, on se propose de présenter une simulation numérique du procédé de Friction Stir Welding basée sur un couplage thermomécanique. Depuis son apparition, de nombreuses publications sur sa simulation numérique ont vu le jour. Dans un premier temps, on trouve des études ne traitant que les aspects thermiques du procédé (Song *et al.* 2002, Chao *et al.* 2003, Khandkar *et al.* 2003). Elles ont permis de fournir des cartes de température lors du procédé de soudage et d'expliquer l'origine des échanges thermiques ayant lieu lors de ce procédé. Ensuite, les travaux

ont tenu compte du couplage thermomécanique, étant donné que l'écoulement de la matière autour de l'outil joue un rôle prépondérant dans la répartition de température. La première difficulté de ce type d'études réside dans le choix de la description cinématique de la matière. Deux approches différentes sont utilisées : d'un côté, on trouve des modèles mécaniques basés sur une description eulérienne (Askary *et al.* 2001, Ulysse 2002, Seidel *et al.* 2003, Colegrove *et al.* 2004) et de l'autre côté, une approche euléro-lagrangienne est adoptée (Fourment *et al.* 2004, Schmidt *et al.* 2004). Chacune de ces deux approches présente un inconvénient : à l'aide de la première, il n'est pas possible de suivre l'évolution d'une surface libre en régime stationnaire alors que la seconde est une méthode plus coûteuse dans sa mise en œuvre et dans le temps de calcul.

Dans la première partie de cet article, une approche eulérienne en régime stationnaire basée sur une description de type éléments finis mixtes est utilisée. Le champ de température est obtenu pour la phase stationnaire après une comparaison avec des données expérimentales. La deuxième partie décrit une méthode basée sur un algorithme élastoplastique stationnaire donnant accès à l'état résiduel de l'assemblage. Pour ce faire, l'histoire mécanique de chaque point matériel est prise en compte pendant toute la durée du soudage.

2. Formulation eulérienne du problème

2.1. Description du modèle

Dans un premier temps, on remarque que l'ensemble des grandeurs thermomécaniques du problème atteignent un régime stabilisé lors du procédé après un certain laps de temps à condition de les observer dans le référentiel lié à la translation de l'outil. Cette remarque permet de pouvoir restreindre, dans un premier temps, la simulation du Friction Stir Welding à sa seule phase stationnaire sous la condition de travailler dans le référentiel ci-dessus. Ainsi, le travail qui suit ne s'attache à prédire que la phase stationnaire du procédé excluant ainsi la phase de plongée, la phase transitoire et le retrait de l'outil. Il est à noter que du point de vue de ce référentiel, la matière défile sous l'outil en rotation.

La loi de comportement doit être choisie dans le but de simuler au mieux le comportement réel de la matière. Cependant, ce comportement n'est pas simple à décrire de façon uniforme car, d'une part, la matière se trouve sous forme pâteuse à proximité de l'outil, et, d'autre part, elle se présente sous forme solide dans les zones éloignées de l'outil. Dans une première approche, on peut considérer un comportement analogue à un fluide visqueux non newtonien incompressible de façon à avoir une bonne approximation des champs thermomécaniques calculés pour la zone située à proximité de l'outil. Ce type de comportement est classiquement utilisé pour la simulation de procédés de mise en forme à chaud de matériaux.

La loi de Sellars-Tegart a été retenue (Sheppard *et al.* 1979, Sheppard *et al.* 1997). Elle s'exprime sous la forme donnée par l'équation [1]. Dans la suite, on notera $d =$

$\frac{1}{2} (\nabla \mathbf{v} + {}^t \nabla \mathbf{v})$, $\bar{d} = \sqrt{\frac{2}{3} \mathbf{d} : \mathbf{d}}$ et $Z(T, \bar{d}) = \bar{d} \exp\left(\frac{Q}{RT}\right)$. Dans cette équation, α , Q , n , A sont des paramètres propres à l'alliage utilisé.

$$\begin{cases} \boldsymbol{\sigma} = -p\mathbf{1} + 2\mu(\bar{d}, T)\mathbf{d} \\ \text{div}(\mathbf{v}) = 0 \end{cases} \quad \text{avec } \mu(\bar{d}, T) = \frac{1}{3\alpha\bar{d}} \ln\left(\left(\frac{Z}{A}\right)^{\frac{1}{n}} + \sqrt{1 + \left(\frac{Z}{A}\right)^{\frac{2}{n}}}\right) \quad [1]$$

Au final, le problème thermomécanique couplé, en régime stationnaire, s'écrit à l'aide des trois équations différentielles suivantes :

$$\begin{cases} \mathbf{v} \cdot \nabla \mathbf{v} = -\frac{1}{\rho} \nabla p + \frac{1}{\rho} \text{div}(\mu(\bar{d}, T) (\nabla \mathbf{v} + {}^t \nabla \mathbf{v})) , \text{ dans } \Omega & [2] \\ \text{div}(\mathbf{v}) = 0 , \text{ dans } \Omega & [3] \\ \rho c_p(T) \mathbf{v} \cdot \nabla T = \text{div}(k(T) \nabla T) + s_{vol} , \text{ dans } \Omega & [4] \end{cases}$$

où s_{vol} représente une fraction η de la puissance des déformations irréversibles : $s_{vol} = \eta \boldsymbol{\sigma} : \mathbf{d}$. η sera pris égal à 0.9, valeur classiquement admise.

L'ensemble des trois équations précédentes est complété par des conditions aux limites dont les plus déterminantes sont celles décrivant l'interaction entre l'outil et la matière :

– concernant le problème mécanique, la vitesse imposée \mathbf{v}_{imp} au niveau de la zone de contact outil-matière est proportionnelle à la vitesse orthoradiale de rotation de l'outil \mathbf{v}_{tool}^{rot} (rappelons que l'on travaille dans le référentiel lié à la translation de l'outil). Ainsi, un coefficient α est introduit par la relation : $\mathbf{v}_{imp} = \alpha \mathbf{v}_{tool}^{rot}$. Ce choix de formulation de cette condition aux limites a pour effet d'introduire artificiellement un glissement au niveau de cette zone de contact. La détermination du coefficient α est décrite dans la section 2.2. De plus, la force de plongée est prise en compte dans le modèle. Cet effort vertical correspond à la pression appliquée par l'outil sur la matière.

– concernant le problème thermique, le glissement introduit ci-dessus a pour conséquence de générer un flux surfacique de chaleur sur cette zone de contact. Le flux total engendré par le frottement de ces deux corps s'écrit $\boldsymbol{\tau} \cdot \mathbf{v}_g$ où $\boldsymbol{\tau}$ est le vecteur cisaillement sur cette surface et \mathbf{v}_g est la vitesse de glissement. Seule une fraction de ce flux se dissipera dans les plaques l'autre partie se dissipant dans l'outil. Ainsi la condition aux limites correspondante au problème considéré problème s'écrira : $Q_{friction} = \beta \boldsymbol{\tau} \cdot \mathbf{v}_g$ où β est un coefficient de partage déterminé par la formule $\beta = \frac{e_{plaque}}{e_{plaque} + e_{outil}}$, où e représente l'effusivité ($e = \sqrt{\rho c_p k}$).

Travailler dans le référentiel lié à la translation de l'outil nécessite d'impulser un mouvement d'ensemble aux plaques ; ceci est pris en compte en imposant une vitesse égale à l'opposé de la vitesse de translation de l'outil sur toute une section transversale située largement en amont de l'outil. Enfin, un échange de chaleur avec le milieu extérieur est modélisé par le biais d'un coefficient d'échange. On peut montrer que le rayonnement joue un rôle négligeable pour ce problème.

2.2. Résultats expérimentaux

Des essais par thermographie infrarouge ont été effectués en collaboration avec l'Institut de soudure. Ces essais donnent accès aux champs de température à la surface des plaques. Le coefficient α mentionné ci-dessus a été déterminé en comparant ces données expérimentales aux résultats numériques obtenus pour des valeurs de α arbitraires. Cependant, la comparaison est réduite à deux lignes représentée sur la figure 2 : la première ligne est située en amont de l'outil et l'autre ligne est perpendiculaire au trajet de l'outil, située sur la zone d'attaque, zone où vitesse de rotation et vitesse de translation ont même sens.

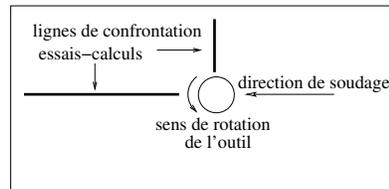


Figure 2. Représentation schématique des deux lignes permettant de confronter calculs numériques et essais expérimentaux

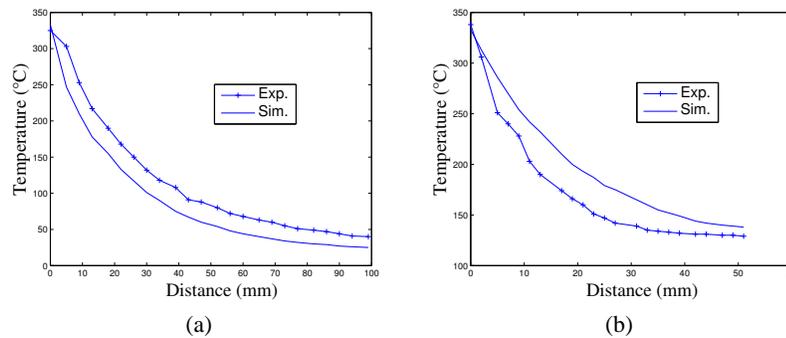


Figure 3. Comparaison essais-simulation : (a) comparaison sur la ligne située en amont de l'outil (b) comparaison sur la ligne perpendiculaire au trajet de l'outil

Les équations [2,3,4] sont discrétisées par une méthode de type éléments finis mixtes basée sur un schéma décentré de type SUPG (Brooks *et al.* 1982) afin de traiter correctement les termes convectifs présents dans [2,4]. Les problèmes mécanique et thermique sont résolus itérativement de façon à prendre en compte les couplages entre ces deux problèmes ainsi que les dépendances des caractéristiques thermiques avec la température et la dépendance de la viscosité avec le champ de vitesse. Au total, ce problème couplé présente environ 12500 degrés de liberté pour un temps de calcul de 90 minutes (pour une configuration P4-3GHz-biprocasseur).

Le coefficient α optimal est donc déterminé de façon à obtenir une bonne corrélation simulations-expériences. La figure 3 représente l'écart entre températures expérimentales et températures simulées pour le coefficient optimal.

2.3. Résultats numériques : champ thermique

La figure 4 présente le champ de température stationnaire dans le cas où l'outil se translate de la droite vers la gauche et tourne dans le sens anti-horaire. La température maximale est de 515°C ce qui se situe bien en deçà de la température de fusion d'un alliage d'aluminium ($\simeq 650^{\circ}\text{C}$). De plus, cette répartition de température met en évidence l'avancement de l'outil à travers les plaques. Enfin, on peut remarquer que pour une vitesse d'avancement de l'outil donnée, la répartition de température est d'autant plus symétrique que la vitesse de rotation est faible. Cette remarque montre que le procédé de Friction Stir Welding ne peut pas, a priori, être considéré comme un problème symétrique.

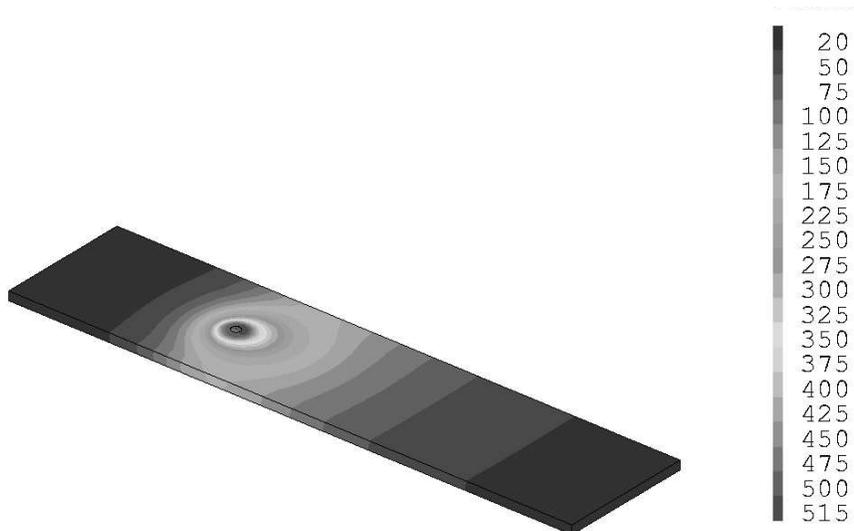


Figure 4. Champ simulé de température stationnaire (en $^{\circ}\text{C}$) (l'outil se translate de la droite vers la gauche)

3. Détermination de l'état résiduel de l'assemblage

3.1. Mise en place du calcul

Le précédent calcul ne peut pas être utilisé pour déduire l'état résiduel de l'assemblage du fait, d'une part, du type de comportement choisi, et, d'autre part, de

l'importance des effets élastoplastiques à des températures moins élevées que celles présentes au niveau de l'outil.

L'idée du second calcul consiste à déterminer l'état mécanique final de l'assemblage en tenant compte de l'histoire mécanique de la matière pendant toute la durée du soudage. Pour cela, les trajectoires suivies par la matière doivent être déterminées au préalable. Ainsi, un premier calcul est effectué ; il consiste à calculer l'écoulement de matière autour de l'outil. Ce calcul est semblable à celui réalisé dans la section précédente à la différence près qu'il est effectué sur une zone réduite située autour de l'outil, représentée sur la figure 5. De plus, le champ thermique étant connu, seul un calcul mécanique est réalisé. La taille de la zone réduite est déterminée à partir de la valeur du champ de température fourni précédemment. De fait, les trajectoires des points matériels sont parfaitement connues, sachant que les particules ont une trajectoire rectiligne hors de cette zone réduite. Notons que le calcul couplé effectué à la section 2 donne aussi accès à cet écoulement de matière autour de l'outil, mais il est préférable de le recalculer en adoptant un comportement viscoplastique seulement pour une zone réduite et non pour l'ensemble des plaques, ce qui est plus réaliste.

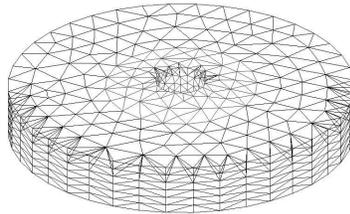


Figure 5. *Domaine cylindrique réduit utilisé pour le calcul de l'écoulement autour de l'outil*

Ensuite, un algorithme stationnaire est utilisé pour déterminer l'état de déformation dans l'assemblage. Cet algorithme provient des résultats de (Maitournam 1989) et (Dang Van *et al.* 1993). Il s'applique à des structures soumises à un chargement constant avec le temps se déplaçant à vitesse rectiligne constante. Sous cette hypothèse, le problème mécanique peut être considéré comme permanent dans le référentiel lié au chargement et donc les champs mécaniques peuvent être considérés comme indépendants du temps. Cet algorithme est valable pour des chargements constants s'appliquant sur des surfaces fixes. Un algorithme de type retour radial est utilisé pour déterminer les champs mécaniques. Enfin, la dérivée temporelle d'une quantité T s'écrit :

$$\dot{T} = \mathbf{V} \cdot \nabla T = -V \frac{\partial T}{\partial x} \text{ où } \mathbf{V} = -V \mathbf{e}_x$$

Le chargement considéré pour ce problème consiste en un effort de cisaillement induit par la rotation de l'outil. Ce cisaillement est obtenu par le calcul précédent

effectué sur le domaine réduit ; il est calculé à partir de la relation suivante combinée avec le comportement donné par l'équation (1) : $\tau = \sigma \cdot n - (n \cdot \sigma \cdot n) \cdot n$. De plus, l'effort de plongée de l'outil ainsi que le bridage est pris en compte dans les conditions aux limites. Un comportement élastoplastique à écrouissage cinématique linéaire est adopté pour l'ensemble des deux plaques.

Le refroidissement de la structure est aussi pris en compte dans ce calcul par le biais des déformations d'origine thermique induites par les variations de température présentées dans la section 2.3. Enfin, les propriétés mécaniques (module de Young, limite élastique et coefficient d'écrouissage) sont fonction de ce même champ de température.

Une fois les déformations plastiques déterminées, un dernier calcul est effectué pour obtenir les contraintes résiduelles permettant d'équilibrer les contraintes générées par ces déformations plastiques. Pour cela, toutes les conditions de bridage sont supprimées et un comportement élastique est adopté.

3.2. Résultats numériques : écoulement de matière et état résiduel

La figure 6 représente l'écoulement de matière autour de l'outil pour différentes profondeurs dans les plaques. Les figures 6(a), 6(b) et 6(c) correspondent respectivement à des hauteurs égales à un quart, la moitié et trois quarts de l'épaisseur des plaques. L'influence de l'épaulement sur cet écoulement est clairement visible sur la figure 6(c) alors que sur la figure 6(a), l'épaulement ne semble jouer aucun rôle. Le cisaillement calculé à partir de cet écoulement varie entre 1 MPa et 35 MPa.

Les figures 7 et 8 représentent respectivement les déformations plastiques et les contraintes résiduelles sur une section transverse à la direction de soudage. L'axe x correspond à la direction longitudinale, l'axe y à la direction transverse et l'axe z à la direction verticale comme indiqué sur la figure 1. La zone d'attaque se trouve sur la partie droite de chaque figure.

La figure 7 met clairement en évidence la région traversée par l'outil dont la forme s'étend sur toute la hauteur des plaques. L'épaulement et le pion jouent donc un rôle important dans le malaxage de la matière. On peut remarquer que la composante ε_{xx}^p est largement inférieure aux deux autres composantes présentées sur la figure 7. Enfin, le bridage imposé sur deux lignes longitudinales situées aux extrémités de la face supérieure des plaques apparaît sur ces figures.

La figure 8 montre que la composante xx est prépondérante devant les autres composantes des contraintes résiduelles. Le profil de σ_{xx}^{res} est représenté par la figure 9. Cette figure fait apparaître un profil avec deux pics ; ce type de profil est aussi observé expérimentalement. De plus, les valeurs numériques pour la composante σ_{xx}^{res} sont aussi en accord avec les résultats issus de la bibliographie (Wang *et al.* 2000).

4. Conclusion

Une simulation en deux étapes du procédé de Friction Stir Welding a été présentée dans cet article. Le but de cette simulation est multiple : fournir une estimation du champ de température en tenant compte du mouvement de la matière, puis prédire l'écoulement de la matière autour de l'outil ainsi qu'évaluer l'état résiduel de l'assemblage après soudage. Ces prédictions ne sont cependant valables que pour la phase stationnaire du procédé ce qui exclut les différentes phases transitoires mais qui procure un gain important au niveau du temps de calcul vis-à-vis des autres simulations existantes.

La première étape est basée sur une approche eulérienne. Elle consiste en un couplage du problème thermique et du problème mécanique où un comportement viscoplastique est considéré. L'écriture des conditions aux limites fait apparaître un paramètre qui est déterminé par comparaison des résultats numériques avec les résultats expérimentaux. Le champ de température obtenu est en adéquation avec ces résultats expérimentaux ainsi que les résultats disponibles dans la littérature. Ce champ thermique est ensuite utilisé lors de la deuxième étape.

La deuxième partie du calcul débute par un calcul de l'écoulement de matière autour de l'outil en ne considérant un comportement viscoplastique que pour une zone réduite située autour de l'outil. Un calcul élastoplastique stationnaire est ensuite effectué sur la géométrie totale. La connaissance des trajectoires des particules permet de suivre l'histoire mécanique de la matière lorsque celle-ci s'écoule autour de l'outil.

Les résultats obtenus pour les contraintes résiduelles sont en accord avec les résultats expérimentaux d'un point de vue qualitatif. Cependant, la méthode présentée dans cet article peut être améliorée en tenant compte des modifications métallurgiques intervenant lors du procédé et ayant une importance non négligeable sur le comportement mécanique de l'assemblage. De plus, le comportement élastoplastique adopté peut être amélioré en tenant compte des effets visqueux autour de l'outil induits par les hautes températures et les grandes déformations.

5. Bibliographie

- Askary A., Silling S., London B., Mahoney M., « Modeling and analysis of Friction Stir Welding processes », in K. Kata, M. Mahoney, R.S. Mishra, S.L. Semiatin, D.P. Field (Eds.) *Friction Stir Welding Processing*, TMS, 2001.
- Brooks A.-N., Hughes T.-J.-R., « Streamline Upwind/Petrov-Galerkin formulations for convection dominated flows with particular emphasis on the incompressible Navier-Stokes equations », *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, vol. 32, p. 199-259, 1982.
- Chao Y.-J., Qi X., Tang W., « Heat transfer in Friction Stir Welding - experimental and numerical studies », *Transactions of the ASME*, vol. 125, p. 138-145, 2003.

- Colegrove P.-A., Shercliff H.-R., « Development of Trivex FSW tool Part 1 - two-dimensional flow modelling and experimental validation Part 2 three-dimensionnal flow modelling », *Sc. and Tech. of Welding and Joining*, vol. 9, p. 345-361, 2004.
- Dang Van K., Maitournam M.-H., « Steady-state flow in classical elastoplasticity : applications to repeated rolling and sliding contact », *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, vol. 41, p. 1691-1710, 1993.
- Fourment L., Guerdoux S., Miles M., Nelson T., « Modelling thermomechanical conditions at the tool/matrix interface in FSW », *Proc. of the fifth int. symp. on FSW*, Metz, 2004.
- Khandkar M.-Z.-H., Khan J.-A., Reynolds A.-P., « Prediction of temperature distribution and thermal history during friction stir welding : input torque based model », *Sc. and Tech. of Welding and Joining*, vol. 8, p. 165-174, 2003.
- Maitournam M. H., Formulation et résolution numérique des problèmes thermoviscoplastiques en régime permanent, Thèse, École Nationale des Ponts et Chaussées, 1989.
- Schmidt H., Hattel J., « Modelling thermomechanical conditions at the tool/matrix interface in FSW », *Proc. of the fifth int. symp. on FSW*, Metz, 2004.
- Seidel T.-U., Reynolds A.-P., « Two-dimensional FSW process model based on fluids mechanics », *Sc. and Tech. of Welding and Joining*, vol. 8, p. 175-183, 2003.
- Sheppard T., Jackson A., « Constitutive equations for use in prediction of flow stress during extrusion of aluminium alloys », *Mat. Sc. and Tech.*, vol. 13, p. 203-209, 1997.
- Sheppard T., Wright D.-S., « Determination of flow stress : Part 1 Constitutive equations for aluminium alloys at elevated temperatures », *Metals Technology*, 215-223, 1979.
- Song M., Kovacevic R., « Thermal modeling of FSW in a moving coordinate system and its validation », *Int. J. of Machine Tools and Manufacture*, vol. 43, p. 605-615, 2002.
- Ulysse P., « Three-dimensional modeling of the friction stir-welding process », *Int. J. of Machine Tools and Manufacture*, vol. 42, p. 1549-1557, 2002.
- Wang X.-L., Feng Z., David S.-A., Spooner S., Hubbard C.-R., « Neutron diffraction study of residual stresses in friction stir welds », *Sixth international conference on residual stresses*, London, United Kingdom, IOM Communications, 2000.

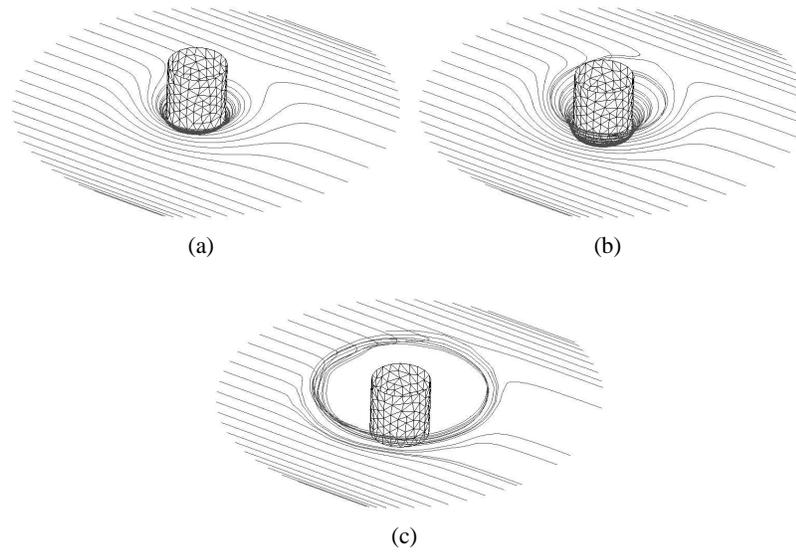


Figure 6. Écoulement de la matière autour de l'outil pour différentes hauteurs (seul le pion est représenté) : (a) un quart de l'épaisseur des plaques (b) la moitié de l'épaisseur des plaques (c) trois quarts de l'épaisseur des plaques

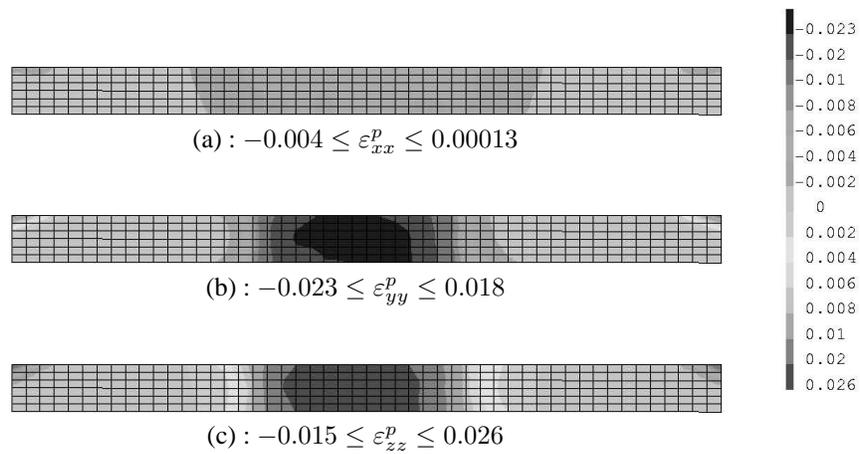


Figure 7. Déformations plastiques sur une section transverse à la direction de soudage

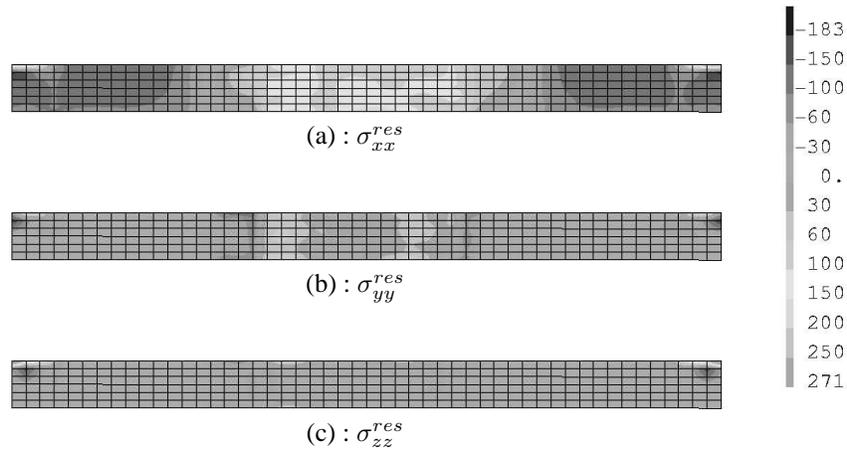


Figure 8. Contraintes résiduelles sur une section transversale à la direction de soudage (en MPa)

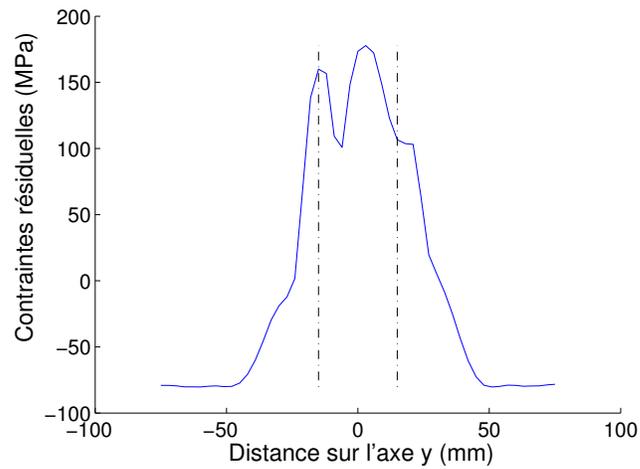


Figure 9. Profil de la composante σ_{xx}^{res} le long d'une ligne transversale située à mi-hauteur des plaques. Les lignes pointillées correspondent au rayon de l'épaulement et le point $x = 0$ correspond à la ligne centrale.