



**HAL**  
open science

## Modélisation thermomécanique et microstructurale du soudage par friction-malaxage. Développement d'un modèle élément fini

Eric Feulvarch, Frédéric Boitout, Jean-Michel Bergheau

► **To cite this version:**

Eric Feulvarch, Frédéric Boitout, Jean-Michel Bergheau. Modélisation thermomécanique et microstructurale du soudage par friction-malaxage. Développement d'un modèle élément fini. 7e colloque national en calcul des structures, CSMA, May 2005, Giens, France. hal-01812968

**HAL Id: hal-01812968**

**<https://hal.science/hal-01812968>**

Submitted on 12 Jun 2018

**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.

Public Domain

---

# Modélisation thermomécanique et microstructurale du soudage par friction-malaxage (Friction Stir Welding)

## Développement d'un modèle élément fini

Eric Feulvarch\*\*\* — Frédéric Boitout\* — Jean-Michel Bergheau\*\*

\* ESI Group  
Le Discover  
84 Bd Vivier Merle  
69485 Lyon Cedex 03, France

\*\* LTDS UMR 5513 CNRS/ECL/ENISE  
58 rue Jean Parot  
42023 Saint Etienne Cedex 02, France  
feulvarch@enise.fr

---

*RÉSUMÉ. Le friction Stir Welding est un procédé de soudage sans apport de matière où la source de chaleur provient intégralement du malaxage du matériau à souder, ainsi que de son frottement sur l'outil. Dans cet article, un modèle élément fini est proposé pour simuler les interactions thermomécaniques pendant la phase stationnaire du procédé. Il permet de traiter les équations de conservation de l'énergie, de la quantité de mouvement et de la masse. L'exemple présenté, pour le soudage d'un alliage d'aluminium à durcissement structural, comporte également une cinétique de dissolution des précipités.*

*ABSTRACT. Friction Stir Welding is a welding process where the heat generation is provided by the mechanical dissipation due to the deformations and the friction between the tool and the material. This paper describes a finite element model to simulate the heating phenomena during the steady-state of the process. The stress equilibrium, the energy conservation and the mass conservation are studied in a fully coupled model. A kinetic model for dissolution of precipitate is also taken into account for age hardenable alloys.*

*MOTS-CLÉS : soudage par friction-malaxage, éléments finis, couplage thermomécanique.*

*KEYWORDS: friction stir welding, finite element method, thermomechanical coupling.*

---

## 1. Introduction

Le soudage par friction-malaxage ou “Friction Stir Welding” est un procédé sans apport de matière. Ce procédé consiste à malaxer le matériau de base à l’aide d’un outil constitué d’un pion et d’un épaulement frottant sur les faces supérieures des tôles à assembler. La modélisation de ce procédé de soudage est un problème très complexe impliquant des couplages entre les phénomènes mécaniques, thermiques et les modifications microstructurales pour les alliages d’aluminium constituant la majeure partie des applications actuelles.

Le modèle présenté en première partie permet de modéliser l’apport de chaleur à partir de l’écoulement de la matière, ainsi que la dissolution des précipités pour des alliages d’aluminium à durcissement structural. L’ensemble du problème est étudié à partir d’un élément fini tétraédrique dans une configuration eulérienne correspondant à la phase stationnaire du procédé. Celui-ci est présenté dans la deuxième partie. Enfin, un exemple de soudage est présenté pour un alliage à durcissement structural.

## 2. Couplage thermomécanique et microstructural

Le but de cette étude étant de modéliser l’apport de chaleur, il est indispensable de prendre en compte les aspects thermiques et mécaniques au travers de la conservation de la quantité de mouvement, de la masse et de l’énergie. Les phénomènes d’inertie, ainsi que le poids propre de la structure sont négligés au regard de l’importance des efforts internes (Shercliff *et al.*, 2002). Par conséquent, l’équilibre des efforts s’écrit :

$$\overline{\text{div}}(\overline{\overline{S}}) - \overline{\text{grad}}(p) = \vec{0} \quad [1]$$

$\overline{\overline{S}}$  représente le déviateur du tenseur des contraintes de Cauchy et  $p$  la pression. La loi de comportement adoptée est de type Norton-Hoff (Wagoner *et al.*, 2001). Etant donné l’amplitude des taux de déformation, les taux de déformation thermique ne sont pas considérés dans l’expression de la loi de comportement :

$$\overline{\overline{S}} = 2K(\sqrt{3}D)^{m-1}\overline{\overline{D}} \quad [2]$$

avec  $\overline{\overline{D}} = \frac{1}{2}(\overline{\text{grad}}(\vec{v}) + \overline{\text{grad}}^T(\vec{v}))$  et  $D = \sqrt{\frac{2}{3}\overline{\overline{D}}:\overline{\overline{D}}}$

$K$  représente la consistance du matériau,  $m$  la sensibilité à la vitesse comprise entre 0 et 1,  $\overline{\overline{D}}$  le tenseur des taux de déformation eulérien défini à partir du champ des vitesses  $\vec{v}$  et  $D$  est le taux de déformation équivalent. En ne prenant pas en compte les faibles variations de la masse volumique à l’état solide, la conservation de la masse s’exprime de la manière suivante:

$$\text{div}(\vec{v}) = 0 \quad [3]$$

Le champ de température  $\theta$  est déterminé à partir de l'équation de la chaleur qui, en intégrant la loi de Fourier, s'écrit :

$$\mu K(\sqrt{3} D)^{m+1} + \text{div}(\lambda \overrightarrow{\text{grad}}(\theta)) = \rho C \vec{v} \overrightarrow{\text{grad}}(\theta) \quad [4]$$

$\mu$  étant un coefficient variant de 0.9 à 1,  $\mu K(\sqrt{3} D)^{m+1}$  représente la partie de la puissance mécanique dissipée sous forme de chaleur par le malaxage du matériau.  $C$  représente la chaleur spécifique et  $\lambda$  la conductivité thermique. En première approximation, aucun échange n'est pris en compte entre l'outil et le matériau. Par conséquent, l'outil n'est pas modélisé. L'apport de chaleur surfacique issu du frottement est déterminé à partir de la contrainte tangentielle  $\vec{\tau}$  et de la vitesse de glissement outil-matière  $v_g$  :

$$\lambda \overrightarrow{\text{grad}}(\theta) \vec{n} = \beta \vec{\tau} \vec{v}_g \quad [5]$$

$\beta$  est un coefficient de partage de la puissance dissipée à l'interface entre l'outil et le matériau de base qui peut être exprimé à partir des effusivités thermiques  $e$  (Fourment *et al.*, 2004) :

$$\beta = \frac{e^{\text{matériau}}}{e^{\text{matériau}} + e^{\text{outil}}} \quad [6]$$

$$\text{avec } e = \sqrt{\lambda \rho C}$$

En première approche, la contrainte tangentielle est définie à partir de la loi de Norton (Wagoner *et al.*, 2001):

$$\vec{\tau} = -\alpha K \left| \vec{v}_g \right|^{q-1} \vec{v}_g \quad [7]$$

Les échanges avec l'extérieur sont modélisés à partir d'un coefficient  $H$  :

$$\lambda \overrightarrow{\text{grad}}(\theta) \vec{n} = H (\theta_{\text{extérieur}} - \theta) \quad [8]$$

$\theta_{\text{extérieur}}$  représente la température de l'air environnant pour les faces supérieures des tôles à souder ou la température du support de la machine pour les faces inférieures.

La dissolution des précipités dans la zone affectée thermiquement est modélisée à partir d'une cinétique isotherme proposée par Myhr *et al.* (Myhr *et al.*, 1991). Cette cinétique a été adaptée par Sarrazin (Sarrazin, 1995) pour des évolutions anisothermes au moyen d'une règle d'additivité conduisant à la vitesse de dissolution suivante :

$$\frac{dy}{dt} = \vec{v} \overrightarrow{\text{grad}}(y) = \frac{n}{t_r^*} y^{1-\frac{1}{n}} \exp\left(\frac{Q_s + n Q_d}{n R} \left(\frac{1}{\theta_r} - \frac{1}{\theta}\right)\right) \quad [9]$$

$y$  correspond à la fraction de particules dissoutes,  $Q_s$  est l'enthalpie du solvus métastable,  $Q_d$  une énergie d'activation,  $n$  un paramètre ( $n < 0.5$ ) et  $t_r^*$  est le temps maximal pour dissoudre totalement les précipités à la température  $\theta_r$

(Sysweld, 2004). Il est important de noter que ce modèle ne prend pas en compte la reformation éventuelle des précipités en arrière de la soudure.

### 3. Modélisation numérique

Etant données les fortes interactions entre la mécanique et la thermique, les équations de conservation de la masse, de la quantité de mouvement et de l'énergie sont résolues simultanément par la méthode des éléments finis. Ensuite, la cinétique de dissolution des précipités est traitée à partir des résultats de l'analyse thermomécanique. Dans cette approche, les chaleurs latentes de transformation à l'état solide sont négligées (Sarrazin, 1995). Les inconnues sont la température  $\theta$ , la vitesse  $\vec{v}$ , la pression  $p$  et la fraction de précipités dissous  $y$ . Dans la littérature, il a été montré que le traitement de la conservation de la quantité de mouvement et de la masse par la méthode des éléments finis implique un choix différent des espaces de discrétisation de la vitesse et de la pression pour répondre à la condition de Brezzi-Babuska (Arnold *et al.*, 1984). Nous avons choisi de mettre en œuvre l'élément fini P1+/P1 présentant des degrés de liberté en vitesse et en pression (Jaouen, 1998). Pour résoudre l'équation de la chaleur et traiter la cinétique de dissolution, des degrés de liberté en température et en fraction de précipités dissous lui ont été associés. La vitesse est discrétisée en tenant compte des 4 nœuds sommets et d'un nœud interne situé au centre de gravité de l'élément sous la forme :

$$\vec{v} = \sum_{i=1}^4 N_i \vec{v}_i + N_b \vec{v}_b \quad [10]$$

La pression, la température et la fraction de précipités dissous sont, quant à elles, interpolées à partir des valeurs prises en chacun des nœuds sommets :

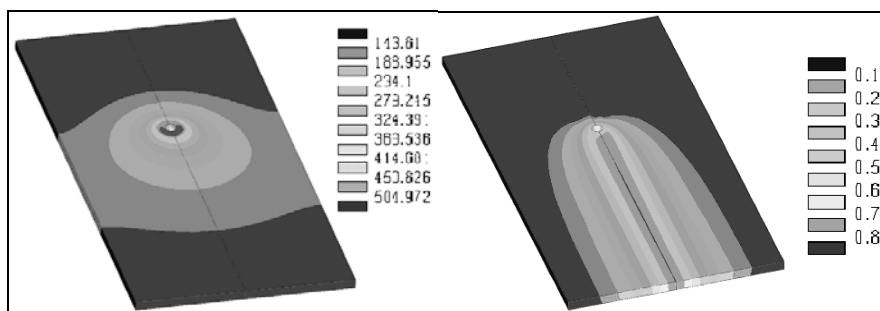
$$p = \sum_{i=1}^4 N_i p_i, \quad \theta = \sum_{i=1}^4 N_i \theta_i \quad \text{et} \quad y = \sum_{i=1}^4 N_i y_i \quad [11]$$

Le système d'équations non-linéaire, auquel conduit la méthode des éléments finis, est résolu à partir de la méthode itérative de Newton-Raphson (Bathe, 1996) en régularisant la loi viscoplastique de Norton-Hoff (Wagoner et Chenot, 2001). Le problème de diffusion-convection thermique est traité par une méthode SUPG (Brooks et Hughes, 1982)(Bergheau et Fortunier, 2004), alors que l'équation d'advection définie à partir de la cinétique de dissolution des précipités est résolue à partir d'une formulation de type moindres carrés (Ern et Guermond, 2000).

### 4. Application

Dans la littérature, il est très difficile de trouver des données pour la consistance et la sensibilité à la vitesse intervenant dans l'expression de la loi de Norton-Hoff sur la plage de températures que fait intervenir le soudage par friction-malaxage. Les données les plus connues concernent l'alliage 7075 (Jin *et al.*, 2000). Il existe également très peu de données pour le modèle de Norton dans la littérature.

Colegrove et Shercliff proposent de modéliser le contact outil-matière à partir d'un modèle de type Tresca intégrant une contrainte limite (Colegrove et Shercliff, 2004). Dans cet exemple, nous avons choisi d'imposer une contrainte de 30 Mpa suivant la direction de la vitesse de glissement. Le coefficient d'échange  $H$  est de  $30 \text{ W.m}^{-2}\text{.K}^{-1}$  et de  $200 \text{ W.m}^{-2}\text{.K}^{-1}$  pour les échanges respectifs avec l'air ( $20^\circ\text{C}$ ) et le support machine ( $100^\circ\text{C}$ ). Le pion est représenté de façon simplifiée sous la forme d'un cylindre de longueur 8 mm et de diamètre 10 mm. L'épaulement a un diamètre de 25.4 mm. La simulation porte sur le soudage de deux tôles de largeur 100 mm. L'outil tourne à  $900 \text{ tr.min}^{-1}$  avec un vitesse d'avance de  $1 \text{ mm.s}^{-1}$ .



**Figure 1.** Champ de température ( $^\circ\text{C}$ ) obtenu (à gauche) et fraction de précipités dissous (à droite)

La simulation conduit à une température maximale d'environ  $550^\circ\text{C}$  (figure 1) supérieure à la température de solidus de l'alliage 7075 ( $477^\circ\text{C}$ ). Ces résultats se rapproche relativement bien des valeurs présentées dans la littérature (Colegrove et Shercliff, 2004). Il est tout de même important de noter que la valeur de la contrainte tangentielle peut fortement modifier le champ des températures. En effet, une contrainte tangentielle de 20 Mpa conduit à une température maximale de  $412^\circ\text{C}$  et une contrainte de 40 Mpa provoque un dépassement de la température de liquidus ( $635^\circ\text{C}$ ). Par conséquent, ces tests permettent de mettre en évidence le problème de la caractérisation du contact thermomécanique entre l'outil et le matériau de base.

## 5. Conclusions et perspectives

Le modèle numérique présenté permet de modéliser des écoulements visqueux couplés aux aspects thermiques et microstructuraux dans une approche stationnaire. D'un point de vue numérique, les résultats obtenus sont tout à fait satisfaisants puisque pour l'exemple présenté qui comporte environ 8500 nœuds et 45000 éléments, les temps de calcul restent inférieurs à 1 heure sur un PC Pentium 4 à 3.4 Ghz équipé de 2 Go de RAM. Pour aller plus loin dans l'étude de ce procédé, il est maintenant nécessaire de considérer la géométrie réelle de l'outil qui comporte

habituellement un pas de vis inversé (Shercliff et Colegrove, 2002). Il est par ailleurs indispensable de disposer de propriétés mécaniques et de conditions aux limites satisfaisantes.

## 6. Bibliographie

- Arnold D. N., Brezzi F., Fortin M., « A stable element for the Stokes equations », *Calcolo.*, vol. 21, 1984, p.337-344.
- Bathe K.J., « Finite Element Procedure », Prentice-Hall, 1996.
- Bergheau J.-M., Fortunier R., « Simulation numérique des transferts thermiques par éléments finis », Hermes Lavoisier, 2004.
- 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, 1982, p.199-259.
- Colegrove P. A., Shercliff H. R., « Development of Trivex friction stir welding tool Part 2 – three-dimensional flow modelling », *Science and Technology of Welding and Joining*, vol. 9, n° 4, 2004, p.352-361.
- Ern A., Guermond J.-L., « Eléments finis : théorie, applications, mise en oeuvre », Springer, 2000.
- Fourment L., Guerdoux S., Miles M., Nelson T., « Numerical Simulation of the Friction Stir Welding Process using both Lagrangian and Arbitrary Lagrangian Eulerian Formulations », *Proc. 5<sup>th</sup> Int. Symp. On Friction Stir Welding*, 2004.
- Jaouen O., « Modélisation tridimensionnelle par éléments finis pour l'analyse thermomécanique du refroidissement des pièces coulées », Thèse de doctorat, Ecole des Mines de Paris, 1998.
- Jin Z., Cassada W. A., Cady C. M., Gray G. T., « Mechanical Response of AA7075 Aluminium Alloy over a Wide Range of Temperatures and Strain Rates », *Materials Science Forum*, Trans. Tech. Publications, vol. 331-337, 2000, p.527-532.
- Myhr O.R., Grong Φ., « Process modelling applied to 6082-T6 aluminium weldments – 1 Reaction kinetics – 2 Applications of the model, *Acta. metal. Mater.*, vol. 39, 1991, p.2693-2708.
- Sarrazin E., « Modélisation du soudage d'alliages d'aluminium », Thèse de doctorat, Ecole Polytechnique, 1995.
- Shercliff H. R., Colegrove P. A., « Modelling of friction stir welding », *Mathematical Modelling of Weld Phenomena*, vol. 6, 2002, p.927-974.
- Sysweld, *Sysweld user's manual*, ESI Group, 2004.
- Wagoner R. H., Chenot J.-L., « Metal forming analysis », Cambridge University Press, 2001.