

Approche eulérienne et interaction fluide-structure pour la simulation du Friction Stir Welding

Arnaud Bastier, Habibou Maitournam, Ky Dang Van, Frédéric Roger

▶ **To cite this version:**

Arnaud Bastier, Habibou Maitournam, Ky Dang Van, Frédéric Roger. Approche eulérienne et interaction fluide-structure pour la simulation du Friction Stir Welding. 7e colloque national en calcul des structures, CSMA, May 2005, Giens, France. hal-01812914

HAL Id: hal-01812914
https://hal.science/hal-01812914

Submitted on 11 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

Approche eulérienne et interaction fluide - structure pour la simulation 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
91128 Palaiseau Cedex

bastier@lms.polytechnique.fr

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

RÉSUMÉ. *Le travail présenté dans cet article décrit une méthode de calcul destinée à la simulation en deux étapes d'un procédé de soudage appelé Friction Stir Welding. La première étape consiste en une approche eulérienne du problème thermomécanique. Elle permet d'avoir accès aux champs de température, de vitesse et de pression à l'aide d'une résolution numérique par éléments finis mixtes. Les résultats obtenus sont comparés avec des données issues de la littérature. La seconde étape, plus originale, est basée sur des principes utilisés pour la résolution de problèmes d'interaction fluide-structure. Ces seconds calculs, utilisant les résultats précédents, permettent d'avoir accès à l'état résiduel après soudage et donc de connaître l'état mécanique de l'assemblage. Enfin, pour des questions de gain de temps, ce procédé est vu comme un problème stationnaire donc seul la phase stationnaire du Friction Stir Welding sera simulée dans l'ensemble de ce travail.*

ABSTRACT. *This paper presents a computationnal method of a simulation of a welding process called Friction Stir Welding. This simulation can be divided in two steps. The first one uses an eulerian approach of the thermomechanical problem. A finite element model is used to establish the material flow, the temperature field and the pressure field during the process. The results are compared with some data coming from the litterature. The second step of the simulation is more original. It is based on some principles used in the solving of problems of interaction fluid-structure. The previous results are used to obtain the residual state of the assembling after the welding process. It should be noted that only the stationnary phase of the process is simulated during these two steps which confers a substantial gain of the computation time.*

MOTS-CLÉS : *thermomécanique, stationnaire, interaction fluide-structure*

KEYWORDS: *thermomechanical, stationnary state, interaction fluid-structure*

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. 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 mélange à froid de la matière située à proximité de l'outil. Le procédé est illustré sur la figure 1. L'outil est constitué d'un épaulement cylindrique auquel est fixé un pion parfois fileté. L'outil est mis en rotation puis plonge à l'interface des plaques à assembler. Une fois l'épaulement en contact avec les plaques, l'outil avance le long du joint. La chaleur générée donne à la matière une consistance pâteuse. De plus, le mouvement de rotation mélange la matière des deux plaques le long du joint. Après le passage de l'outil, un refroidissement a lieu et finalise l'assemblage des deux plaques.

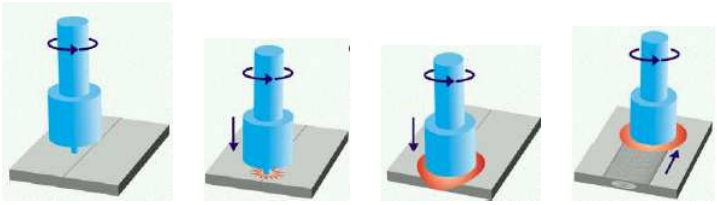


Figure 1. *Description du Friction Stir Welding (schémas issus de [MAH 98])*

Depuis son apparition, de nombreuses publications sur la simulation numérique du FSW ont vu le jour. Dans un premier temps, on trouve des études ne traitant que les aspects thermiques du procédé [CHA 99]. Elles ont permis de donner une description plus ou moins précise des échanges thermiques ayant lieu lors du FSW. Ensuite, des travaux plus avancés ont tenu compte du couplage thermomécanique. La première difficulté de ce type d'études réside dans le choix de la description cinématique de la matière. Du fait de l'importance des déformations à proximité de l'outil, une approche purement lagrangienne voire même lagrangienne augmentée n'est pas imaginable. C'est pourquoi, deux approches différentes sont utilisées : d'un côté, on trouve des modèles mécaniques basés sur une description eulérienne [COL 04] et de l'autre côté, une approche euléro-lagrangienne est adoptée [SCH 04]. 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 lourde dans sa mise en œuvre du fait de l'introduction d'un mouvement des nœuds du maillage.

Le travail présenté concerne une simulation numérique du FSW basée sur un couplage thermomécanique. Dans la première partie de cet article, une approche eulé-

rienne en régime stationnaire est utilisée. Les champs de température, de vitesse et de pression sont ainsi obtenus. La deuxième partie décrit une méthode basée sur une interaction fluide-structure donnant accès à l'état résiduel de l'assemblage.

2. Approche eulérienne

2.1. *Description du modèle*

En se plaçant dans le référentiel lié à la translation de l'outil, on constate que les variables mécaniques et thermiques atteignent un régime stabilisé. Cette remarque permet de pouvoir restreindre la simulation numérique du FSW à sa seule phase stationnaire sous la condition de se placer dans le référentiel lié à la translation de l'outil. Ainsi, dans ce référentiel, la matière défile sous l'outil en rotation.

Afin de modéliser les comportements extrêmes de la matière, la loi de viscosité de Sellars et Wright [SHE 97] a été utilisée. En ajustant la valeur de la viscosité, cette loi permet de décrire, d'une part, le comportement fortement non-linéaire à proximité de l'outil, et, d'autre part, le comportement "solide" dans les zones éloignées de l'outil.

La loi de Sellars et Wright modélise le comportement d'un fluide non-newtonien incompressible. Elle s'exprime sous la forme suivante (on notera $\underline{\underline{d}} = \frac{1}{2}\left(\underline{\underline{\nabla}}(\underline{v}) + {}^t\,\underline{\underline{\nabla}}(\underline{v})\right)$, $\overline{d} = \sqrt{\frac{2}{3}\underline{\underline{d}} : \underline{\underline{d}}}$, $Z(T,\overline{d}) = \overline{d}\exp\left(\frac{Q}{RT}\right)$ et α, Q, n, A étant des paramètres propres à l'alliage utilisé) :

$$\left\{ \begin{array}{l} \underline{\underline{\sigma}} = -p\underline{\underline{1}} + 2\mu(\overline{d},T)\underline{\underline{d}} \\ div(\underline{v}) = 0 \end{array} \right. \qquad \text{avec } \mu(\overline{d},T) = \frac{1}{3\alpha\overline{d}} \ln\left(\left(\frac{Z}{A}\right)^{\frac{1}{n}} + \sqrt{1+\left(\frac{Z}{A}\right)^{\frac{2}{n}}} \right) \quad [1]$$

Au final, le problème thermomécanique couplé, en régime stationnaire, s'écrit à l'aide des trois équations différentielles suivantes (on note s_{vol} une fraction η de la puissance des déformations irréversibles, $s_{vol} = \eta\underline{\underline{\sigma}} : \underline{\underline{d}}$) :

$$\left\{ \begin{array}{ll} \underline{v}.\underline{\underline{\nabla}}(\underline{v}) = -\frac{1}{\rho}\underline{grad}p + \frac{\mu(\overline{d},T)}{\rho}\underline{\Delta}(\underline{v}) & [2] \\ div(\underline{v}) = 0 & [3] \\ \rho c_p(T)\underline{v}.\underline{\nabla}T = div\left(k(T)\underline{grad}T\right) + s_{vol} & [4] \end{array} \right.$$

Les équations locales (2), (3) et (4) sont complétées par les conditions aux limites :

– condition d'adhérence parfaite pour la zone de contact entre la matière et l'outil.

– le calcul étant effectué dans le repère lié à la translation de l'outil, la face amont ainsi que la face inférieure des plaques ont une vitesse imposée à $-\underline{V}_{outil}$.

– les autres surfaces sont libres de contraintes.

– une convection naturelle est imposée sur l'ensemble des surfaces qui ne sont pas en contact avec l'outil. Le cœfficient de convection de la face inférieure est supérieure à celui des autres faces afin de prendre en compte la dissipation de chaleur a priori plus importante dans le bâti sur lequel reposent les deux plaques.

2.2. *Résultats de la simulation de type "fluide"*

La résolution de ce problème couplé est effectuée par une méthode d'éléments finis mixtes $(\underline{v}, p)$ et donne accès aux champs de température, de vitesse et de pression lors de la phase stationnaire. Un algorithme globalement explicite a été écrit sous Castem. Il couple de façon itérative la résolution de (2, 3) et (4). De plus, à chaque itération, la résolution de chacune de ces deux équations est implicite afin d'actualiser les valeurs de $\mu(\overline{d}, T)$, $k(T)$ et $c_p(T)$. Un schéma décentré de type SUPG a été utilisé pour traiter correctement les termes convectifs de (2) et (4).

Cette simulation a été réalisée sur deux plaques $(400 \times 75 \times 10)$ soudées bout à bout et constituées d'un alliage d'aluminium de type 6061. La vitesse de translation de l'outil, V_{outil}, est de 0.002 $m.s^{-1}$ et sa vitesse de rotation, Ω, de 60 $rad.s^{-1}$. Le rayon du pion r_p est de 5 mm, celui de l'épaulement, r_e, vaut 15 mm. Le pion possède un filetage (non maillé) de 1 $mm.tr^{-1}$ et sa hauteur est de 6 mm. L'outil présente une inclinaison de 2° par rapport à l'axe transverse et la concavité de l'axe de l'épaulement est de 7°.

La figure 2 permet de visualiser le champ stationnaire de température dans les deux plaques. Ces résultats thermiques sont en accord avec les données issues de la littérature [CHA 99] : la température maximale ($\simeq 500°C$) se situe à environ 80% de la température de fusion de l'alliage ($\simeq 600°C$). On peut remarquer que l'écoulement de matière généré par la rotation de l'outil rend la distribution de température non-symétrique par rapport à la direction de soudage, et ce d'autant plus que le rapport $\frac{V_{outil}}{r_p \Omega}$ est faible. Ceci s'explique par la prise en compte de l'écoulement de matière par le biais du terme convectif $\underline{v}.\underline{\nabla} T$ dans l'équation (4). La simulation du FSW ne peut donc pas être considérée comme un problème symétrique.

Les figures 3 représentent les trajectoires des points matériels lors du passage de l'outil. Ces points sont situés à un quart de la hauteur de la plaque (a), mi-hauteur de la plaque (b) et aux trois quarts de la hauteur de la plaque (c). Ces figures montrent le mouvement de rotation de l'outil et son incidence sur la matière en fonction de l'altitude du point considéré.

Enfin, l'algorithme stationnaire présenté ne tient pas compte de la condition de surface libre ($\underline{v}.\underline{n}$) sur la surface supérieure des plaques. Cette surface est seulement libre de contrainte. Cependant, l'observation d'un assemblage par FSW montre que cette surface libre ne connaît pas de grandes variations ; de plus, la composante normale des vitesses sur la surface libre est dix fois moindre que la composante tangentielle. Ceci peut permettre de s'affranchir, dans un premier temps, de cette condition de surface libre.

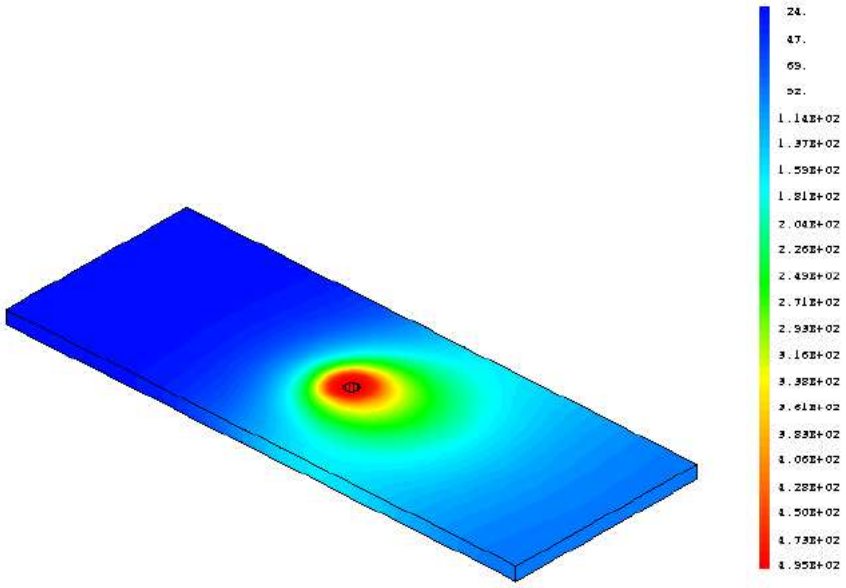


Figure 2. *Répartition de la température (l'outil se déplace vers la gauche)*

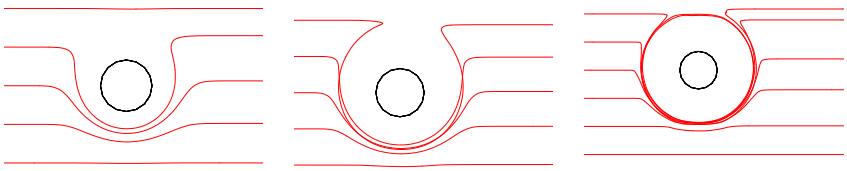


Figure 3. *Vues de dessus des trajectoires des points matériels (l'outil est en noir)*

3. Interaction fluide-structure

3.1. *Mise en place du couplage fluide-structure pour un problème stationnaire*

La deuxième partie du calcul consiste en un calcul de structures sur la partie aval des plaques, c'est-à-dire la zone soudée. Le but de ce second calcul est de connaître l'état résiduel de l'assemblage après le passage de l'outil, ce qui n'est pas possible par le calcul précédent. L'idée de départ consiste à extraire un domaine où les déformations seront plus faibles. Ce domaine (en rouge sur la figure 4) sera situé légèrement en aval de la zone à grandes déformations. Le maillage de droite représente la frontière $\partial\Omega_i$ entre ce nouveau domaine et le reste de la géométrie initiale. Ainsi, un compor-

tement plus classique de type élastoplastique, voire élastoviscoplastique, pourra être implémenté sur le domaine “solide”.

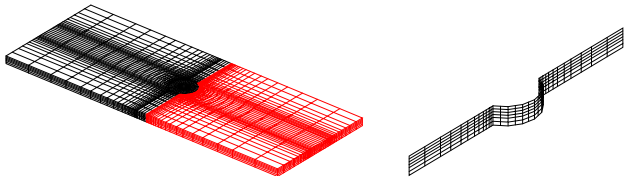


Figure 4. *Distinction du domaine “solide” (rouge) et du domaine “fluide” (noir)*

Ce problème mécanique est aussi traité sous forme stationnaire. L'algorithme élastoplastique stationnaire utilisé provient des résultats de [MAI 89]. 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.

L'idée principale de cet algorithme réside dans l'écriture de la dérivée particulaire d'une grandeur dans le référentiel lié au chargement. L'analogie suivante peut être effectuée : toute dérivée temporelle issue d'un problème instationnaire sera transformée en une dérivée spatiale (à un facteur $-V$ près) en régime permanent dans l'écriture des équations du problème. Ainsi, si l'on note x la direction selon laquelle se déplace ce chargement, la loi d'écoulement classique pour un comportement élastoplastique s'écrit :

$$\dot{\underline{\underline{\epsilon}}}^p = -V\frac{\partial \underline{\underline{\epsilon}}^p}{\partial x} = \lambda\frac{\partial f}{\partial x}(\underline{x})$$

Cette égalité peut s'écrire sous forme discrétisée :

$$-V\frac{\underline{\underline{\epsilon}}^p(x+\Delta x) - \underline{\underline{\epsilon}}^p(x)}{\Delta x} = \lambda\frac{\partial f}{\partial x}(\underline{x})$$

Le principe de cet algorithme consiste alors à découper le volume en plusieurs tranches ; chacune des tranches étant orthogonales à la direction de déplacement du chargement. La figure 5 permet de visualiser ce découpage pour le domaine solide. L'état mécanique est déterminé par un processus itératif qui consiste à calculer successivement les grandeurs mécaniques pour chacune des tranches en considérant comme état initial l'état mécanique de la tranche située directement en amont. Ceci permet de rendre compte de la translation du domaine par rapport au chargement. Le calcul des grandeurs mécaniques est effectué par un algorithme classique de retour radial.

Le chargement considéré est obtenu à partir des résultats du premier calcul. Le champ de forces surfaciques, $\underline{T}^d = \underline{\underline{\sigma}}.\underline{n}$, est construit sur la surface $\partial\Omega_i$ à l'aide

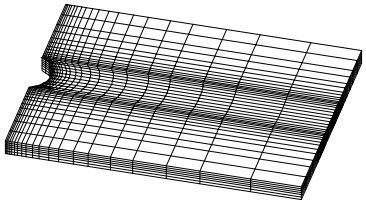


Figure 5. *Maillage pour le calcul élastoplastique*

de l'équation (1). À partir de ce champ $\underline{T}^d$, les forces nodales correspondantes sont construites sur $\partial\Omega_i$ (cf. figure 4), ce qui constitue avec les blocages cinématiques adéquats l'ensemble des conditions aux limites à appliquer pour le calcul élastoplastique stationnaire. Cette démarche est typique de celle utilisée lors de la résolution d'un problème avec interaction de type fluide-structure. Enfin, le refroidissement de la structure est aussi pris en compte dans ce calcul thermomécanique par le biais des déformations d'origine thermique induites par les températures calculées dans la section 2.

3.2. *Premiers résultats*

Ce second calcul a été effectué en considérant un comportement élastoplastique à écrouissage cinématique linéaire où le module de Young et la limite d'élasticité sont des fonctions de la température, le cœfficient d'écrouissage restant constant.

Les figures 6 permettent de visualiser la répartition des déformations plastiques équivalentes sur la face arrière des plaques. La seconde figure est un zoom de la première afin de mieux visualiser la zone traversée par l'outil. On remarque sur la première figure des déformations importantes aux extrêmités. Ceci est dû aux blocages cinématiques imposés lors du calcul et ne doivent donc pas être pris en compte dans l'interprétation suivante. Ces figures montrent que le matériau est déformé sur toute la hauteur des plaques au niveau du joint. Ceci est dû au passage du pion dont la hauteur est légèrement inférieure à celle des plaques. De plus, la largeur de la zone déformée varie avec la hauteur. Cette zone est plus grande au niveau de la partie supérieure des plaques ce qui est dû à l'action de l'épaulement. Enfin, un calcul élastique supplémentaire peut permettre d'avoir accès aux contraintes résiduelles équilibrant ainsi ces déformations plastiques.

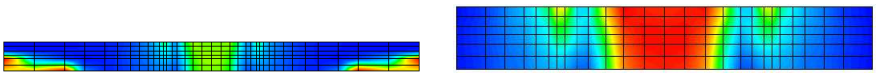


Figure 6. *Déformation plastique équivalente*

Cependant, les résultats ci-dessus montrent des déformations plastiques équivalentes maximales de l'ordre de 30%, ce qui viole l'hypothèse de petites transformations. Ces déformations maximales sont obtenues dans la zone traversée par le pion.

4. Conclusions

Le travail présenté décrit brièvement une méthode de calcul numérique destinée à la simulation en deux étapes du Friction Stir Welding. Les résultats issus de la première étape sont en accord avec la littérature. L'originalité de ce travail consiste en la seconde étape qui, à l'heure actuelle, n'a pas été étudiée dans la littérature. La méthode développée fournit des résultats corrects d'un point de vue qualitatif mais non quantitatif. C'est pourquoi, il reste encore à l'améliorer en étudiant plus précisément l'influence des conditions aux limites (et en particulier, le contact outil/plaque), de la loi de comportement, de la taille du domaine "solide"...

5. Bibliographie

[CHA 99] CHAO Y., QI X., « Heat transfer and thermo-mechanical analysis of Friction Stir Joining of AA6061-T6 plates », *Proc. of the first int. symp. on FSW*, Thousand Oaks, 1999.

[COL 04] COLEGROVE P., SHERCLIFF H., « 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, 2004, p. 345-361.

[MAH 98] MAHONEY M., RHODES C., FLINTOFF J., SPURLING R., BINGEL W., « Properties of Friction-Stir-Welded 7075 T651 Aluminium », *Met. and Mat. Trans. A*, vol. 29, 1998, p. 1955-1964.

[MAI 89] MAITOURNAM M. H., « Formulation et résolution numérique des problèmes thermoviscoplastiques en régime permanent », Thèse de doctorat, École Nationale des Ponts et Chaussées, 1989.

[SCH 04] SCHMIDT H., HATTEL J., « Modelling thermomechanical conditions at the tool/matrix interface in FSW », *Proc. of the fifth int. symp. on FSW*, Metz, 2004.

[SHE 97] SHEPPARD T., JACKSON A., « Constitutive equations for use in prediction of flow stress during extrusion of aluminium alloys », *Mat. Sc. and Tech.*, vol. 13, 1997, p. 203-209.