



HAL
open science

Une approche locale/globale pour déterminer les distorsions résiduelles de soudage

Yonggang Duan, Frédéric Boitout, Dominique Deloison, Jean-Baptiste Leblond, Jean-Michel Bergheau

► **To cite this version:**

Yonggang Duan, Frédéric Boitout, Dominique Deloison, Jean-Baptiste Leblond, Jean-Michel Bergheau. Une approche locale/globale pour déterminer les distorsions résiduelles de soudage. Matériaux 2006, Nov 2006, Dijon, France. hal-04776046

HAL Id: hal-04776046

<https://hal.science/hal-04776046v1>

Submitted on 11 Nov 2024

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.



Distributed under a Creative Commons Attribution 4.0 International License

UNE APPROCHE LOCALE/GLOBALE POUR DETERMINER LES DISTORSIONS RESIDUELLES DE SOUDAGE

Yonggang Duan^a, Frédéric Boitout^b, Dominique Deloison^c,
Jean-Baptiste Leblond^d, Jean-Michel Bergheau^a

^a LTDS UMR 5513 CNRS/ECL/ENISE, 58 rue Jean Parot, 42023 Saint-Etienne Cedex 02,
yong-gang.duan@enise.fr

^b ESI Group, Le Récamier, 70 rue Robert, 69458 Lyon Cedex 06,
Frederic.Boitout@lyon.esi-group.com

^c EADS CCR, 12 rue Pasteur, BP76, 92152 Suresnes Cedex,
dominique.deloison@eads.net

^d LMM UMR 7607 CNRS/Université Paris VI, Tour 65-55, 4 place Jussieu, 75252 Paris Cedex 05,
leblond@lmm.jussieu.fr

RESUME:

Pour déterminer les distorsions dues au soudage des structures de grandes dimensions, une approche à deux niveaux est présentée. Cette méthode consiste à calculer les déformations plastiques induites par le soudage sur un modèle local de la soudure et à les projeter ensuite sur un modèle global de la structure complète beaucoup moins raffiné. Les distorsions dues au soudage sont alors obtenues par une simple analyse élastique dans laquelle les déformations plastiques de soudage sont considérées comme des déformations initiales, ce qui rend la méthode particulièrement efficace dans un contexte industriel.

Cet article présente le principe de l'approche locale/globale et les problèmes posés par cette méthode. Un programme d'essais est proposé pour apporter des réponses à ces problèmes. Enfin, quelques résultats sont présentés.

MOTS-CLES:

Soudage, distorsion résiduelle, approche locale/globale.

1. Introduction

Le soudage est une des techniques d'assemblage les plus utilisées dans les secteurs de l'aéronautique, de l'automobile et de la construction navale. Ce procédé, du fait des hautes températures localisées qu'il entraîne, engendre des contraintes et distorsions résiduelles qu'il est nécessaire de prévoir pour optimiser ou dimensionner au mieux les structures.

La prédiction des distorsions résiduelles de soudage est plus délicate que celle de la microstructure et des contraintes. D'un côté, un maillage fin, souvent tridimensionnel doit être utilisé dans la zone affectée thermiquement à cause des fortes variations des champs thermiques, métallurgiques et mécaniques dans cette région. D'un autre côté, toute la structure doit être maillée pour pouvoir calculer les distorsions. Mais pour les structures de tailles importantes, un maillage 3D intégral est inenvisageable en raison des coûts de calcul. De nombreuses méthodes ont donc été développées pour réduire la taille des modèles.

Dans de nombreuses situations, les champs thermiques, métallurgiques et mécaniques présentent un état quasi-stationnaire sur une grande partie de la trajectoire de soudage. Bergheau et al. [1~3] ont proposé des méthodes pour rechercher directement cet état stationnaire en formulant le problème dans un référentiel lié à la source de chaleur. En thermique, cette méthode peut entraîner des oscillations spatiales lorsque le nombre de Peclet devient trop grand. Pour éviter ces phénomènes, une formulation variationnelle de Petrov-Galerkin peut être utilisée avec des fonctions tests discontinues [4].

Une approche adaptative [5~7] est souvent utilisée pour réduire la taille des maillages nécessaires aux simulations tridimensionnelles. Cette approche consiste à raffiner le maillage au voisinage de la source de chaleur en suivant son déplacement le long du joint et à le « déraffiner » une fois la source passée. Lindgren et al. [5] réduisent ainsi le temps de calcul de 60% sans aucune perte de précision pour une simulation 3D, et Duranton et al. [7] ont employé cette méthode dans une analyse de soudage multipasses. McDill et al. [8~13] ont développé une stratégie "h-adaptative" pour résoudre les problèmes de continuité de cette approche.

Dong et al. [14] ont utilisé les éléments de coques pour étudier les influences de l'épaisseur et de la vitesse de soudage sur les contraintes résiduelles. Mais ils ont considéré seulement des cas simples d'aciers austénitiques inoxydables, donc sans transformations de phases au refroidissement. Faure et al. [15~18] ont proposé et développé un élément de coque adapté au soudage comme aux autres procédés à haute température. Basé sur la théorie de Mindlin-Reissner [19], il permet de considérer des coques minces ou épaisses, en évitant le blocage en cisaillement transverse. Utilisant un modèle « à stations » (discrétisation de l'épaisseur de la coque), il permet une description suffisamment précise des phénomènes dans l'épaisseur et intègre les modèles classiques employés actuellement en 3D pour les simulations de soudage. L'analyse thermique prend en compte la dépendance des propriétés des matériaux vis-à-vis de la température et des phases métallurgiques, ainsi que les chaleurs latentes de transformation. La simulation mécanique prend en compte les grands déplacements pour évaluer les distorsions correctement.

Le couplage coque/massif est la méthode la plus utilisée pour la simulation du soudage sur structures minces. Näsström et al. [20] ont réalisé le premier couplage d'éléments coques et 3D dans un modèle de soudage. Le cordon ainsi que la zone affectée thermiquement sont maillés finement à l'aide d'éléments 3D et le reste de la structure à l'aide d'éléments coques. Gu et al. [21] ont également réalisé des simulations en utilisant cette méthode, mais uniquement des analyses thermiques. Une nouvelle approche adaptative développée par Faure et al. [16~18] consiste à déplacer un bloc d'éléments 3D avec la source de chaleur sur un maillage initialement constitué d'éléments coques. Le maillage de ce bloc est assez fin et couvre une partie de la zone affectée thermiquement autour de la source afin d'effectuer les calculs des phénomènes métallurgiques en 3D. Duan et al. [22] ont amélioré les conditions de raccordement entre les éléments coques et le bloc 3D.

La méthode de Michaleris et al. [23, 24] consiste à utiliser un modèle 2D pour la simulation locale et à transférer les contraintes résiduelles vers un modèle 3D afin d'étudier le flambage induit par le soudage. Les déformations inélastiques dues au soudage sont nommées "déformations inhérentes" par Ueda et al. [25]. D'après ces auteurs, les déformations inhérentes existent seulement dans le voisinage de la soudure, et les contraintes et distorsions résiduelles sont déterminées par leur distribution spatiale. Les déformations inhérentes peuvent être obtenues par de simples calculs analytiques basés sur leurs relations avec les paramètres de soudage, étudiées par Murakawa et al. [26~28]. Une analyse élastique est suffisante pour calculer les distorsions résiduelles à partir de là.

Souloumiac et al. [29,30] ont développé une approche locale/globale pour déterminer les distorsions résiduelles des structures minces de grandes dimensions. Cette méthode consiste à ne simuler qu'une petite partie du cordon de soudure en utilisant un maillage local, et à projeter les déformations plastiques, en tant que « déformations initiales », sur un maillage coque de la structure complète. Les distorsions résiduelles peuvent être déterminées par une analyse élastique. Cette méthode est assez précise et permet de modéliser toutes sortes de soudures (soudures en T, soudures multipasses, etc). C'est certainement une des méthodes les plus prometteuses, mais certains points restent à améliorer : cette méthode ne tient pas compte de l'évolution des déformations au cours du temps sur le modèle global, ni de la rétroaction de l'ensemble de la structure sur le cordon, etc.

L'objectif de cet article est d'étudier les conditions à respecter dans la définition du modèle local (taille de la zone représentée, conditions aux limites...) pour obtenir de bons résultats, utilisables pour l'analyse élastique ultérieure de l'ensemble de la structure. Une première partie expose le principe de l'approche

locale/globale et les problèmes posés par cette méthode. Une deuxième partie est consacrée à l'étude de la définition du modèle local. Pour les aspects thermiques, des simulations 3D simples utilisant la technique de « transformation de l'espace » sur un modèle de structure simplifiée de type plaque sont réalisées. Cela permet de déterminer des dimensions raisonnables pour le modèle local. Pour ce qui concerne la partie mécanique, l'influence des dimensions du modèle local et des conditions aux limites sur les déformations plastiques calculées est examinée.

2. Principe de l'approche locale/globale

Pour déterminer les distorsions dues au soudage de structures complexes, et ensuite étudier l'influence de la séquence des soudures, une approche locale/globale, s'appuyant sur deux niveaux de modélisation et visant à coupler les résultats obtenus sur un modèle local (premier niveau) avec une simulation globale sur l'ensemble de la structure (deuxième niveau) (Figure 1), a été développée [29].

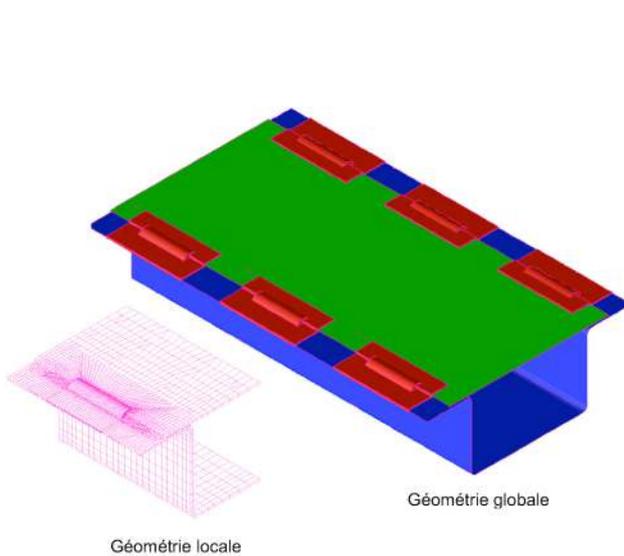


Figure 1. Modèle local et global

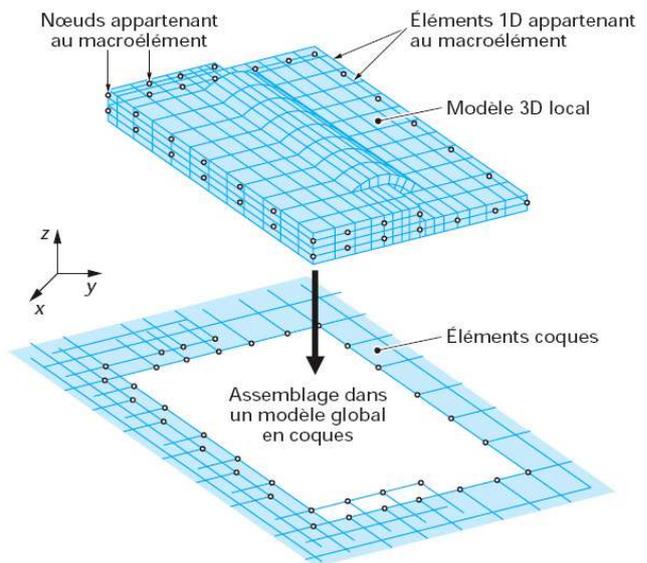


Figure 2. Définition d'un macroélément ([29])

Les déformations plastiques et la microstructure métallurgique induites par le soudage sont supposées être localisées à proximité du joint soudé. Il est donc possible de déterminer les déformations plastiques et les contraintes résiduelles en utilisant un modèle 3D local, voir 2D, ne concernant que le joint et son voisinage, en incluant tous les phénomènes physiques décrits en [31]. Au niveau de la structure complète, la distorsion globale est supposée due aux déformations plastiques induites par le soudage et le comportement global peut être considéré comme élastique. Les déformations plastiques locales sont donc reportées, en tant que déformations initiales, dans un modèle 3D global concernant cette fois toute la structure et évidemment beaucoup moins raffiné dans la zone soudée, et une simple analyse élastique est menée.

Il est possible pour réaliser cette procédure d'intégration de la soudure dans un maillage coque, d'utiliser un macroélément proposé par Souloumiac et al. [29] (Figure 2).

Toutefois, des limites existent. Les problèmes soulevés par cette approche concernent à la fois l'étape locale et l'étape globale.

Au niveau du modèle local

La simulation locale doit refléter les conditions de soudage telles qu'elles existent sur la structure réelle, ce qui demande de choisir des conditions aux limites adaptées. Certaines questions restent en suspens:

1. Comment retrouver des distributions de température correctes sur un modèle incomplet de la structure ?

2. Quelle taille doit avoir le modèle local et quelles conditions aux limites doit-on appliquer pour reproduire correctement les conditions mécaniques imposées par le reste de la structure, et donc évaluer correctement les déformations plastiques induites par le soudage ?

Au niveau du modèle global

Il est très probable que les modalités de la procédure de transfert des résultats du modèle local vers le modèle global peuvent avoir une influence notable sur les distorsions résiduelles. Il est donc nécessaire d'étudier l'impact de la procédure de transfert afin de répondre aux questions suivantes :

1. Comment réaliser au mieux le transport des déformations plastiques du modèle local vers le modèle global ?

2. Quelles recommandations peut-on donner sur le maillage du modèle global ?

3. Etude du modèle local

Pour les aspects thermiques, une première idée consiste à réaliser des simulations 3D simples sur un modèle de structure simplifiée de type plaque, dans lesquelles le maillage sera prolongé latéralement afin de reproduire la diffusion de la chaleur loin de la source. Cela devrait permettre de déterminer des dimensions raisonnables pour le modèle local : il faudra en effet choisir des dimensions assurant que la température soit à peu près homogène dans l'épaisseur sur les frontières. Une fois cette taille déterminée, on pourra effectuer des calculs thermo-métallurgiques couplés sur un modèle local prolongé avec des éléments thermiques de coque, puisque la température sera homogène dans l'épaisseur dans la zone maillée avec ces éléments.

Une telle approche laisse cependant une certaine latitude sur les dimensions du maillage local. Le choix des dimensions optimales dépendra alors de considérations mécaniques.

Pour ce qui concerne la partie mécanique, il faut examiner l'influence des dimensions du modèle local et des conditions aux limites appliquées à sa frontière sur les déformations plastiques calculées. Cinq types de conditions aux limites sont testés ici.

Une façon de statuer sur les dimensions optimales du modèle local consiste à tracer l'erreur moyenne par rapport à un modèle de référence en fonction de ces dimensions. Cela permet à l'utilisateur de choisir son modèle en fonction du coût souhaité. Il est donc nécessaire de faire au préalable des calculs sur un modèle de référence.

3.1 Calcul du modèle de référence

Afin d'effectuer le calcul de référence, une simulation du soudage d'une structure élancée est réalisée. Cette structure, représentée sur les Figures 3 et 4, a une longueur de 156 mm, une largeur de 600 mm, une hauteur de 200 mm et une épaisseur de 1 mm. La source de chaleur se déplace au centre de la face supérieure pour déposer un cordon de soudure de 140 mm de long. Le matériau considéré est l'acier 16MND5, dont les caractéristiques sont assez bien connues.

Cette structure étant symétrique, seule une moitié est modélisée. Le maillage comporte 19834 nœuds et 6799 éléments (3666 éléments de peau et 3133 éléments 3D quadratiques). Ces éléments comportant un nombre important de degrés de liberté, on peut se permettre de les prendre de taille assez importante y compris le long du cordon de soudure où ils mesurent 0,8x1x0,5 mm (Figure 4). Les dimensions des éléments situés au loin sont de 30x12x1 mm.

La source de chaleur appliquée sur la face supérieure est composée d'une source surfacique gaussienne de rayon 2,5 mm, dont l'intensité maximale est de 35 W/mm^3 (Figures 5 et 6). Cette source se déplace à la vitesse de 20 mm/s sur la face supérieure.

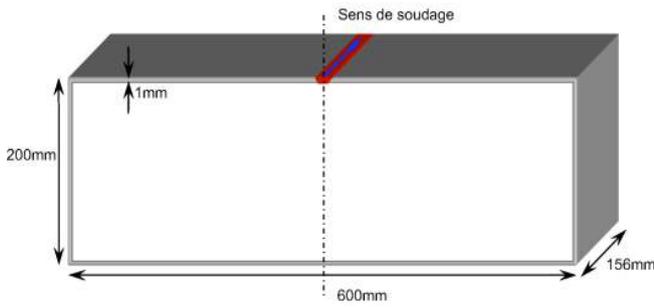


Figure 3. Modèle de référence

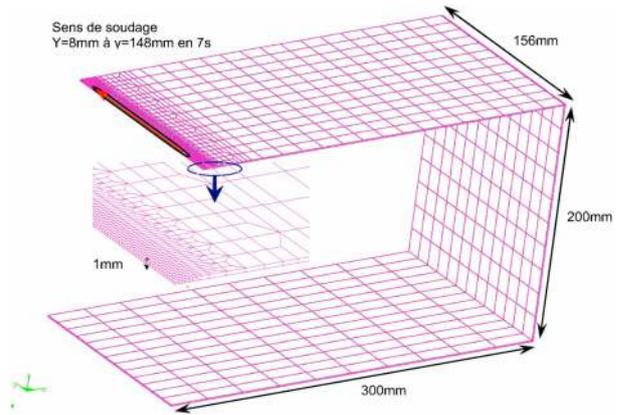


Figure 4. Modèle de référence en éléments finis

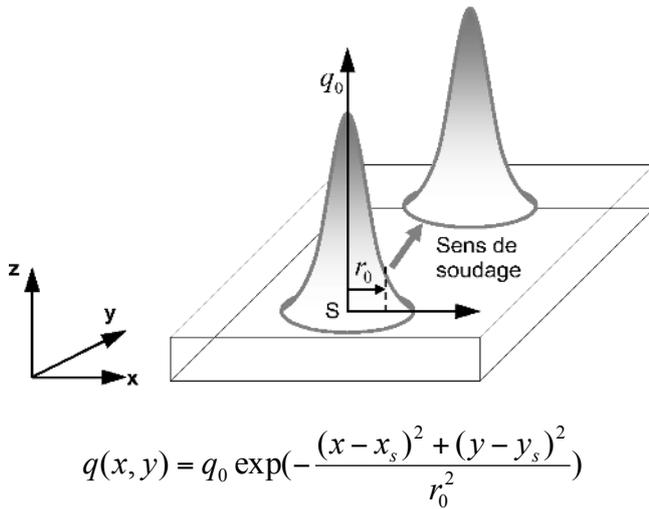


Figure 5. Source gaussienne surfacique

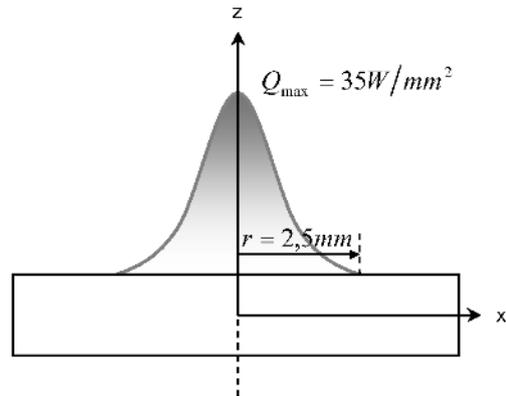


Figure 6. Source de chaleur peu pénétrante

Les pertes par convection et rayonnement sont prises en compte à l'aide de la relation

$$-\lambda \frac{\partial T}{\partial n} = H_c (T - T_{\text{ext}}) + \varepsilon \sigma (T^4 - T_{\text{ext}}^4) \quad (1)$$

où T représente la température absolue, $H_c = 25 \text{ W}/(\text{m}^2 \times ^\circ\text{C})$ le coefficient de convection, $\sigma (= 5.67 \times 10^{-8} \text{ W}/(\text{m}^2 \text{K}^4))$ la constante de Stefan et $\varepsilon = 0.8$ l'émissivité thermique. Ces valeurs sont artificiellement augmentées d'un facteur 1,5 sur la face inférieure pour tenir compte des pertes supplémentaire dues au support.

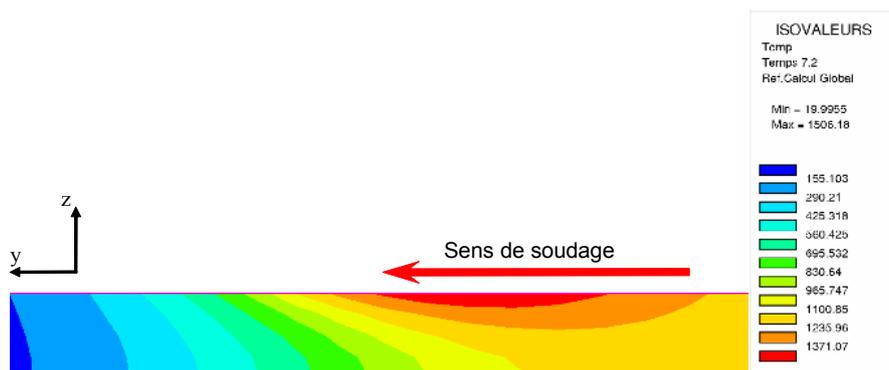


Figure 7. Température sous la source de chaleur sur une coupe perpendiculaire à la direction de soudage

La Figure 7 montre les distributions de température sous la source de chaleur sur une coupe perpendiculaire à la direction de soudage, 7.2 s après le début du soudage.

Dans l'analyse mécanique, comme dans l'analyse thermique, toutes les propriétés à l'exception du coefficient de Poisson dépendent de la température et des phases. La plasticité de transformation est prise en compte. L'érouissage du matériau est supposé isotrope. La simulation est réalisée dans l'hypothèse des petites perturbations.

La Figure 8 montre la distribution des déformations plastiques équivalentes après refroidissement.

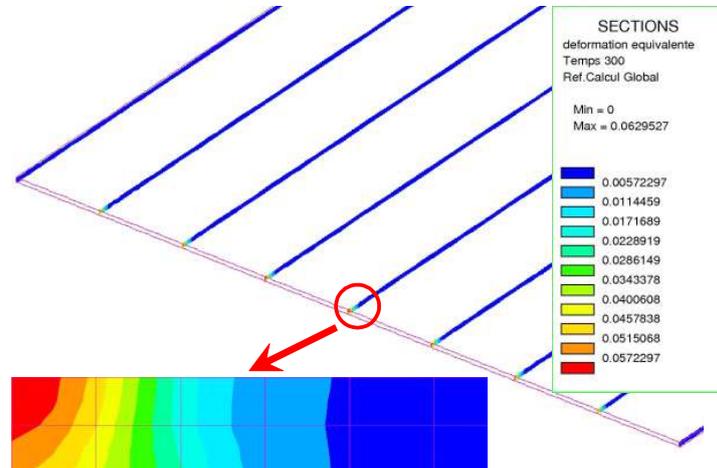
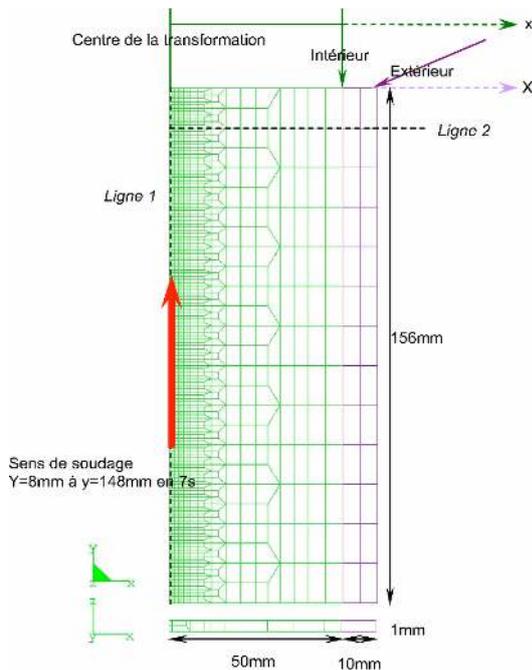


Figure 8. Déformations plastiques équivalentes après refroidissement (Gradients en direction transverse)

3.2 Transformation de l'espace

La méthode de "transformation de l'espace" a été introduite dans SYSTUS [32] pour traiter les problèmes définis sur des domaines non bornés. Afin de reproduire la diffusion de la chaleur dans les zones lointaines et de déterminer des dimensions raisonnables pour le modèle local, une simulation est effectuée à l'aide de cette méthode (Figure 9). La source de chaleur est la même que celle employée pour le calcul de référence (Figures 5 et 6). Le matériau considéré est l'acier 16MND5 comme précédemment.



$$X' = \left(X_{ext} - \left(\frac{X_{int}}{|x'|} \right)^{X_{coe}} (X_{ext} - X_{int}) \right) \text{sign}(x') \text{ pour } x' > \lambda$$

d'où

$$x' = x - X_{cen}$$

$$X' = X - X_{cen}$$

$$X_{coe} = \frac{X_{ext} - X_{int}}{X_{int}}$$

x : abscisse point réel

X : abscisse du point transformé

Figure 9. Modèle utilisé pour déterminer la largeur minimum du modèle local

Les températures ainsi calculées sont comparées à celles du calcul de référence. Les résultats sont représentés sur la Figure 10, dont la partie gauche montre la comparaison des résultats sur la ligne 1 de la Figure 9, et la partie droite sur la ligne 2. Les résultats montrent une bonne concordance entre les deux calculs pour les deux lignes examinées.

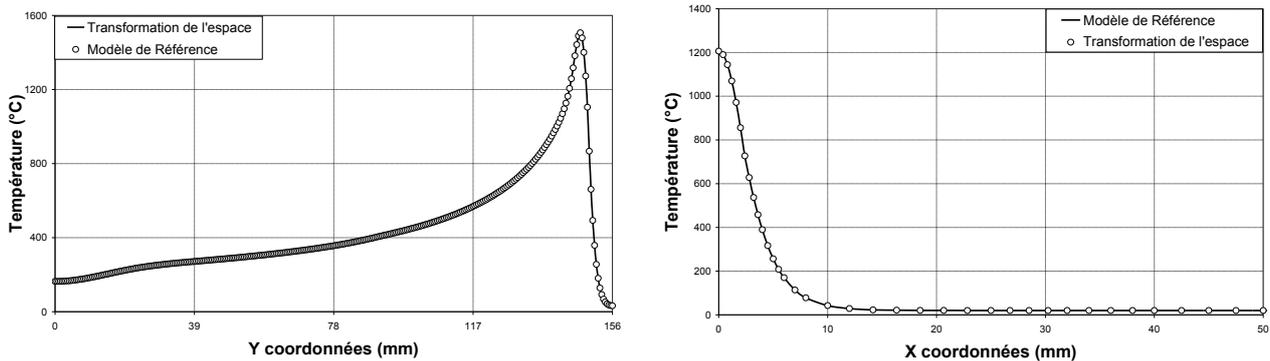


Figure 10. Distribution des températures au temps $t = 7,2 s$
 A gauche : ligne 1 ($x = 0 mm$) ; à droite : ligne 2 ($y = 144 mm$)

Pour ce type de source de chaleur peu pénétrante, les distributions de température sont à peu près homogènes dans l'épaisseur à partir de 5 mm de profondeur (Figure 11), donc il est raisonnable de choisir cette valeur pour la largeur minimum du maillage local. C'est elle qui sera utilisée dans la simulation mécanique.

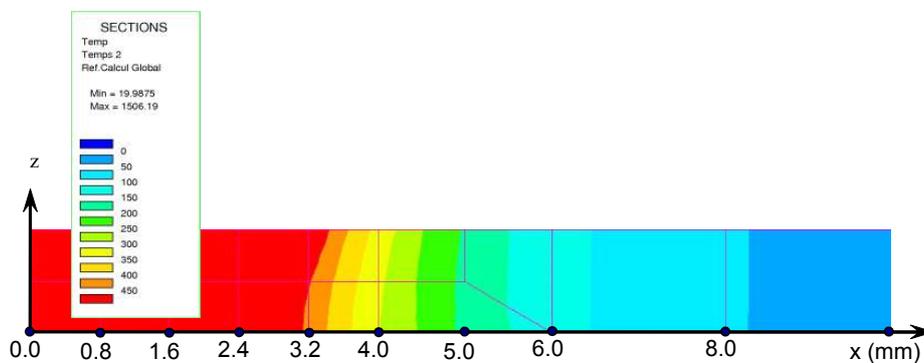


Figure 11. Distribution transversale des températures au temps $t = 2s$

3.3 Dimensions optimales du modèle local

Les calculs thermo-métallurgiques couplés sont réalisés sur les modèles locaux prolongés avec des éléments coques (Figure 12), en tenant compte de la largeur minimum précédemment définie. Ainsi la largeur de la partie 3D est prise supérieure ou égale à 5 mm. Pour obtenir des résultats thermo-métallurgiques corrects, un coefficient d'échange peut être appliqué sur la frontière pour tenir compte des échanges de chaleur avec le reste de la structure. La source de chaleur appliquée et le matériau sont les mêmes que dans le cas précédent (Figures 5 et 6).

Pour tester l'influence des dimensions du modèle local et des conditions aux limites appliquées à sa frontière sur les déformations plastiques calculées, une série de calculs est effectuée en variant la largeur du modèle local (partie 3D dans l'analyse thermique) de 5 mm à 80 mm et en considérant cinq types de conditions aux limites (Figure 13).

Pour effectuer la comparaison entre les résultats des modèles locaux et ceux du modèle de référence, nous considérons les déformations plastiques dans une petite zone de largeur approximative 4 mm (Figure 12). Les résultats des premiers calculs avec cinq types de conditions aux limites sont présentés sur la Figure 14 qui indique l'erreur moyenne réalisée par rapport au modèle de référence.

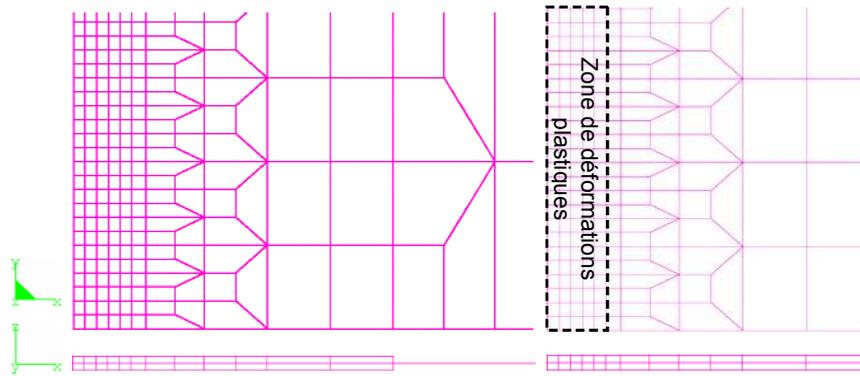


Figure 12. Modèles locaux utilisés pour optimiser la dimension (à gauche : maillage pour la thermique ; à droite : maillage pour la mécanique)

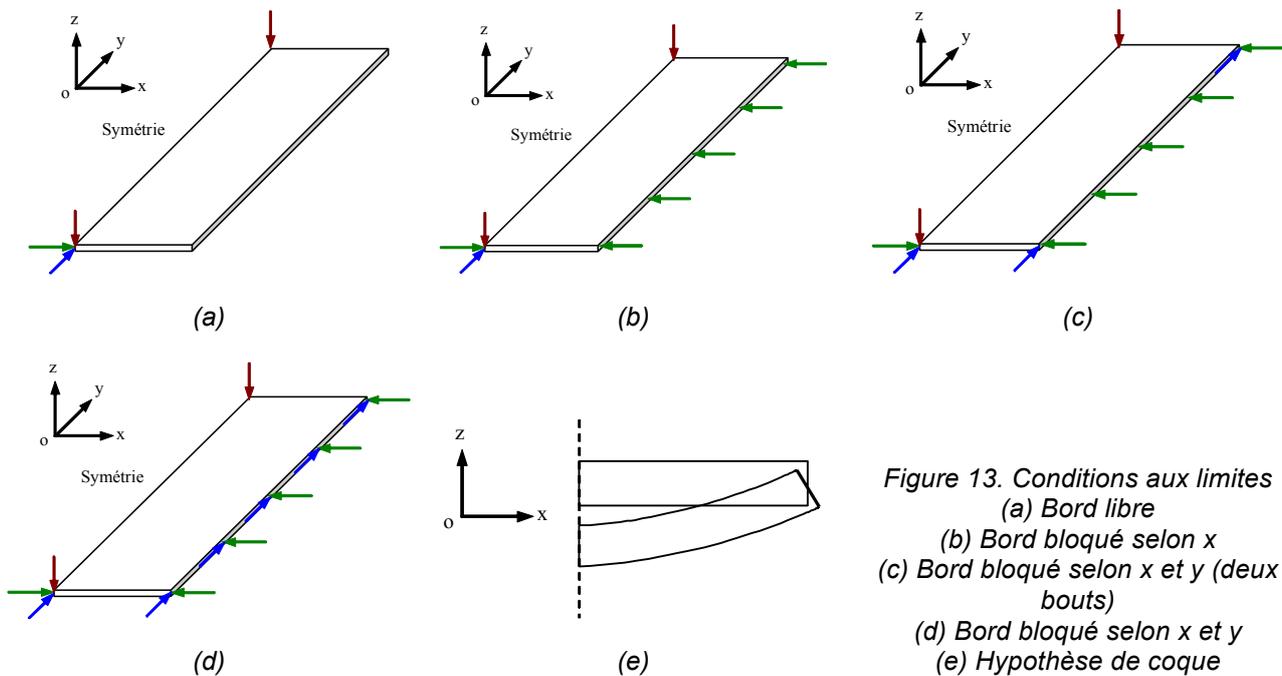


Figure 13. Conditions aux limites
 (a) Bord libre
 (b) Bord bloqué selon x
 (c) Bord bloqué selon x et y (deux bouts)
 (d) Bord bloqué selon x et y
 (e) Hypothèse de coque

On peut remarquer que quand la largeur du modèle local est supérieure à 22 mm, les erreurs moyennes deviennent insensibles aux conditions aux limites appliquées aux frontières. De plus, ces erreurs moyennes diminuent lentement à partir de 22 mm jusqu'à 80 mm, depuis des valeurs de l'ordre de 15% à 20% jusqu'à une valeur de 6%.

Entre 5 mm et 22 mm, aucun des essais présentés n'arrive à une erreur moyenne acceptable. Dans l'ordre du meilleur au pire, on trouve d'abord le calcul avec frontière bloquée selon x, puis le calcul avec frontière bloquée selon x et y aux deux bouts de la plaque, puis les calculs avec frontière libre et avec l'hypothèse de coque qui donnent des résultats comparables, et finalement le calcul avec frontière bloquée selon x et y.

Il est donc raisonnable d'affirmer que les déformations plastiques équivalentes sont essentiellement gouvernées par les déformations plastiques transverses dans ce cas. En fait, les déformations plastiques équivalentes sont sous-estimées par des conditions aux limites sur-bridées. On peut donc proposer un autre type de condition aux limites impliquant l'application d'une raideur élastique dans la direction transverse, intermédiaire entre le bord libre et le bord bloqué selon x. Cette raideur pourrait être déterminée à partir de chargements unitaires appliqués sur le modèle global sans la ou les soudure(s).

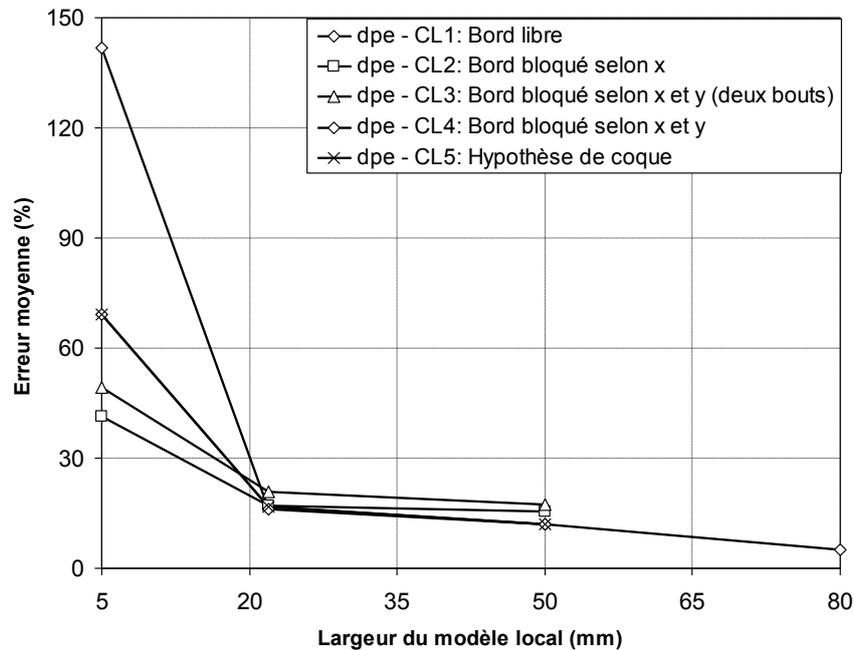


Figure 14. Erreur moyenne des déformations plastiques équivalentes en fonction de la dimension latérale

4. Conclusions et perspectives

Dans cet article, nous avons présenté le principe de l'approche locale/globale et étudié les conditions à respecter dans la définition du modèle local pour obtenir de bons résultats. Cinq types de conditions aux limites mécaniques ont été testées, en traçant l'écart moyen des déformations plastiques équivalentes du modèle local vis-à-vis d'un calcul de référence. On peut proposer un nouveau type de condition aux limites intermédiaire entre bord libre et bord bloqué selon x afin d'optimiser les dimensions minimales du modèle local.

Ces dimensions minimales dépendent à la fois de la source de chaleur et de l'épaisseur de la structure. De ce fait, les influences de ces deux paramètres devront être étudiés.

Pour ce qui concerne le modèle global, pour l'instant, l'analyse élastique, qui utilise les macro-éléments, ne peut être réalisée que dans l'hypothèse des petits déplacements et des petites rotations. Elle devra être étendue aux grands déplacements et aux grandes rotations.

Remerciements

Ces résultats issus de travaux de thèse s'inscrivent dans le programme INZAT 4 et ont été réalisés à l'ENISE/LTDS associée à l'Université Paris 6/LMM. Les partenaires industriels comprennent EADS/CCR, EDF/SEPTEN, ESI-GROUP, FRAMATOME-ANP, avec la participation de la REGION RHÔNE-ALPES.

Toutes les simulations ont été réalisées avec le logiciel SYSWELD [32] développé par ESI-GROUP.

5. Références:

- [1] J.-M. Bergheau, D. Pont, J.-B. Leblond, "Three-dimensional simulation of a laser surface treatment through steady state computation in the heat source's comoving frame", *Mechanical effects of welding – IUTAM Symposium*, pp. 85-92, Lulea, Sweden, 1991.
- [2] J.-M. Bergheau, V. Robin, F. Boitout, "Finite element simulation of processes involving moving heat sources. Application to welding and surface treatment", *Proc. of 1st int. conf. on thermal process modelling and computer simulation*, J. of Shanghai Jiaotong University, Vol. E-5, N°1, pp. 206-212, 2000.
- [3] J.Y. Shanghvi, P. Michaleris, "Thermo-elasto-plastic finite element analysis of quasi-state processes in Eulerian reference frames", *International journal for numerical methods in engineering*, Vol. 53, No. 7, pp. 1533-1556, 2002.

- [4] S.M. Rajadhyaksha, P. Michaleris, "Optimization of thermal processes using an Eulerian formulation and application in laser surface hardening", *Int. Journal for numerical methods in engineering*, Vol. 47, pp. 1807-1823, 2000.
- [5] L.-E. Lindgren, H.-A. Häggblad, J.M.J. McDill, A.S. Oddy, "Automatic remeshing for three-dimensional finite element simulation of welding", *Comp. Meth. Appl. Mech. Engrg.*, 147, pp. 401-409, 1997.
- [6] H. Runnemalm, S. Hyun, "Three-dimensional welding analysis using an adaptive mesh scheme", *Comput. Methods Appl. Mech. Engrg.*, 189, pp. 515-523, 2000.
- [7] P. Duranton, J. Devaux, V. Robin, P. Gilles, J.M. Bergheau, "3D modelling of multipass welding of a 316L stainless steel pipe", *Journal of Materials Processing Technology*, 153-154, pp. 457-463, 2004.
- [8] J.M.J. McDill, J.A. Goldak, A.S. Oddy, M.J. Bibby, "Isoparametric quadrilaterals and hexahedrons for mesh grading algorithms", *Comm. Appl. Numer. Methods* 3, pp. 155-163, 1987.
- [9] J.M.J. McDill, A.S. Oddy, J.A. Goldak, "An adaptive mesh-management algorithm for three-dimensional automatic finite element analysis", *Trans. CSME* 15, pp. 57-70, 1991.
- [10] J.M.J. McDill, A.S. Oddy, "Arbitrary coarsening for adaptive mesh management in automatic finite element analysis", *J.Math. Modelling Sci. Comput.* 2B, pp. 1072-1077, 1993.
- [11] J.M.J. McDill, M.E. Klein, A.S. Oddy, "Data transfer for 3D h-adaptive thermal-elasto-plastic finite element analysis, simulations of materials processing: theory, methods and applications", in: *Proc. Numiform 95*, Ithaca, New York, pp. 463-468, 1995.
- [12] J.M.J. McDill, A.S. Oddy, "A non-conforming eight to 26-node hexahedron for three-dimensional thermal-elastoplastic finite element analysis", *Comput. Struct.* 54, pp. 183-189, 1995.
- [13] J.M.J. McDill, M.A. Johnston, A.S. Oddy, "A generic error estimate for three-dimensional h-adaptive finite element analysis", *Mathematical Modelling and Scientific Computing*, Vol.9, 1997.
- [14] Y. Dong, J.K. Hong, C.L. Tsai, P. Dong, "Finite element modeling of residual stresses in austenitic stainless steel pipe girth welds", *Welding Journal*, Vol. 76, No 10, pp. 442s-449s, 1997.
- [15] F. Faure, J.M. Bergheau, J.B. Leblond, "Simulating welding with shell elements", *Journal de Physique*, IV France 120, pp. 347-354, 2004.
- [16] F. Faure, J.M. Bergheau, J.B. Leblond, B. Souloumiac, "New methods for numerical simulation of welding of large thin structures", *Revue Européenne des Eléments Finis*, numéro special *Numerical Simulation of Welding*, Vol. 13, N°2/3, pp. 289-311, 2004.
- [17] F. Faure, J.M. Bergheau, J.B. Leblond, B. Souloumiac, "Prediction of distortions of large thin structures during welding using shell elements and multiscale approaches", *Mathematical Modelling of Weld Phenomena 7*, pp. 605-620 (conference Numerical Analysis of Weldability, October 2003), edited by H. Cerjack, H.K.D.H. Bhadeshia, E. Kozeshnik, ISBN 3-901351-99-X, 2005.
- [18] F. Faure, "Nouvelles méthodes pour la simulation numérique du soudage des structures élancées" (Ph.D. thesis, University of Paris VI, Paris, France, 2004).
- [19] T. J. R. Hughes, M. Cohen, "The "heterosis" finite element for plate bending", *Computers & Structures*, Vol. 9, pp. 445-450, 1978.
- [20] M. Näsström, L. Wikander, L. Karlsson, L.-E. Lindgren, J. Goldak, "Combined 3-D and shell modelling of welding", *Mechanical effects of welding – IUTAM Symposium*, pp. 197-206, Lulea, Sweden, 1991.
- [21] M. Gu, J. Goldak, "Mixing thermal shell and brick elements in FEA of welds", *Materials Engineering ASME*, Vol. 3-A, 1991.
- [22] Y. Duan, F. Faure, J.M. Bergheau, J.B. Leblond, "Prediction of welding distortions using an adaptive 3D/shell approach", *Modelling of Casting, Welding and Advanced Solidification Processes XI*, pp. 887-894, C.-A. Gandin, M. Bellet editors, TMS publication, ISBN: 978-0-87339-629-5, 2006.
- [23] P. Michaleris, A. DeBiccari, "Prediction of welding distortion", *Welding Journal*, Vol. 76, pp. 172-180, 1997.
- [24] M. V. Deo, P. Michaleris, J. Sun, "Prediction of Buckling Distortion of Welded Structures", *Science and Technology of Welding and Joining*, pp. 55-61, 2003.
- [25] Y. Ueda, M. Yuan, "Prediction of residual stresses in butt-welded plates using inherent strain", *ASME J. Engrg. Mater. Technol.*, 115(Oct), pp. 417-423, 1993.
- [26] H. Murakawa, Y. Luo, Y. Ueda, "Prediction of welding deformation and residual stress by elastic fem based on inherent strain. First report: mechanism of inherent strain production", *Journal of the Society of Naval Architects of Japan*, Vol 180, pp. 739 - 751, 1996.
- [27] Y. Luo, H. Murakawa, Y. Ueda, "Prediction of welding deformation and residual stress by elastic FEM based on inherent strain. Second report: Deformation and residual stress under multiple thermal cycles", *Journal of the Society of Naval Architects of Japan*, Vol 182, pp. 783 - 793, 1997.

- [28] Y. Luo, H. Murakawa, Y. Ueda, "Prediction of welding deformation and residual stress by elastic FEM based on inherent strain. Third report: Deformation and residual stress in narrow gap welding", *Journal of the Society of Naval Architects of Japan*, Vol 183, pp. 323 - 333, 1998.
- [29] B. Souloumiac, F. Boitout, J.M. Bergheau, "A new local global approach for the modelling of welded steel component distortions ", *Mathematical Modelling of Weld Phenomena 6*, pp. 573-590, edited by Pr. H. Cerjak, Maney Publishing, London, ISBN 1-902653-56-4, 2002.
- [30] S.A. Tsirkas, P. Papanikos, K. Pericleous, N. Strusevich, F. Boitout, J.M. Bergheau, « Evaluation of distortions of laser welded shipbuilding parts using a local-global finite element approach », *Science and Technology of Welding and Joining*, Vol. 8, 2, pp. 79-88, The Institute of Materials, 2003.
- [31] J.-B. Leblond, D. Pont, J. Devaux, D. Bru, J.M. Bergheau, "Metallurgical and mechanical consequences of phase transformations in numerical simulations of welding processes", *Modelling in Welding, Hot Powder Forming and Casting*, edited by Pr Lennart Karlsson, Chap.5, pp. 1-43, 1997.
- [32] SYSTUS/SYSWELD, User's manual, ESI Group, 2005.