

Prédiction par la méthode des éléments finis du comportement thermomécanique de pièces en acier inoxydable 316L produites par un procédé de fabrication additive arc-fil

D. Artières^{1,2}, S. Pascal¹, V.A. Esin², S. Depinoy², D. Gonçalves¹

¹ Service d'Etudes Mécaniques et Thermiques (SEMT), CEA, Université Paris-Saclay, Gif-Sur-Yvette, France, {damien.artieres, diogo.goncalves, serge.pascal}@cea.fr

² Mines Paris, PSL University, Centre des Matériaux - (CNRS UMR 7633), Evry, France, {vladimir.esin, sylvain.depinoy}@mines-paristech.fr

Résumé — L'histoire thermomécanique induite par le procédé de fabrication additive arc-fil sur des pièces en acier 316L à géométrie simple est étudiée à l'aide du logiciel de modélisation par éléments finis Cast3M et d'essais instrumentés par thermocouples. Les prédictions thermiques obtenues ont permis d'observer l'effet des paramètres opératoires sur l'estimation de la zone fondue, de l'accumulation locale de chaleur, et des zones plus favorables à la transformation de phase. Les modèles mécaniques permettent la simulation des champs de déformations et de contraintes résiduelles.

Mots clefs — Fabrication additive arc-fil, modélisation par éléments finis, Cast3M, histoire thermique, déformations, contraintes résiduelles.

1. Introduction

La fabrication additive (FA) métallique est de plus en plus utilisée pour la production de composantes à géométrie complexe, car elle permet de réaliser des économies considérables de métal d'apport, ce qui répond davantage aux critères de développement durable de la société actuelle [4]. Elle est habituellement distinguée en deux grandes familles de procédés :

- la fabrication additive sur lit de poudre (PBF : *Powder Bed Fusion*), où la pièce est construite couche après couche par fusion locale d'un lit de poudre ;
- la déposition de matière sous énergie concentrée (DED : *Directed Energy Deposition*), où la pièce est réalisée par déposition directe de métal fondu.

La première famille de procédés, largement étudiée, met en avant la précision géométrique élevée des pièces alors que les procédés DED mettent l'accent sur le taux de déposition [8]. Ces derniers peuvent à nouveau être distingués selon la forme du métal d'apport (poudre ou fil) ou selon la source d'énergie (arc électrique, laser, faisceau d'électrons) [6]. Le procédé de fabrication additive arc-fil (WAAM : *Wire-Arc Additive Manufacturing*) est utilisé dans ce travail, grâce à l'adaptation d'un dispositif expérimental de soudage TIG (*Tungsten Inert Gas*) présenté sur la Figure 1, permettant la construction de pièces à géométrie simple.

Plusieurs études ont montré que les paramètres des procédés de fabrication additive jouent un rôle important sur la précision géométrique et les propriétés mécaniques des pièces fabriquées [3,6,13]. Il est alors important d'étudier l'influence des paramètres opératoires sur l'histoire thermique et mécanique à l'échelle de la pièce de composantes à géométrie simple produites avec le procédé TIG-WAAM. Les analyses sont basées sur des mesures expérimentales et des simulations numériques par la méthode des éléments finis.

1.1. Fabrication des pièces à géométrie simplifiée

Trois types de pièces en acier inoxydable 316L ont été considérés : de simples monocordons, correspondant à une passe de dépôt de métal fondu en ligne droite et à vitesse constante, des murs

monocordons d'environ 40 mm de hauteur, caractérisés par l'empilement de nombreux monocordons, et une pièce massive d'environ 40 mm de hauteur, avec six passes par couches. Trois murs (nommés mur 1 à 3) ont été réalisés par empilement de cordons dans le même sens, avec différents jeux de paramètres opératoires (vitesse d'apport du fil, v_f , vitesse de dépôt, v , puissance de l'arc électrique, P) :

- Mur 1 : $v_f = 2500$ mm/min, $v = 200$ mm/min, $P = 2400$ W
- Mur 2 : $v_f = 3125$ mm/min, $v = 150$ mm/min, $P = 2400$ W
- Mur 3 : $v_f = 3750$ mm/min, $v = 200$ mm/min, $P = 3000$ W

Un quatrième mur a été réalisé avec un empilement « aller-retour » et les mêmes paramètres opératoires que le mur 3. Lors de la fabrication, ces pièces ont été instrumentées thermiquement à l'aide de thermocouples placés sur le substrat, à des distances de 2, 4 et 6 mm de la pièce. Des caractérisations de la régularité et de la forme de chaque pièce ont été menées après la fabrication. La Figure 2 synthétise les différentes géométries fabriquées pour cette étude. La pièce massive a été réalisée avec le jeu de paramètres du mur 3, choisi pour son taux de dépôt élevé, et une stratégie d'empilement de cordons « aller-retour ».

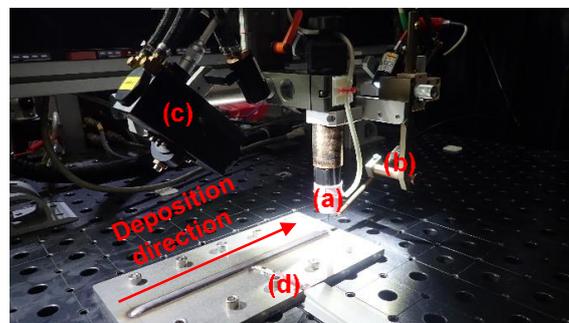
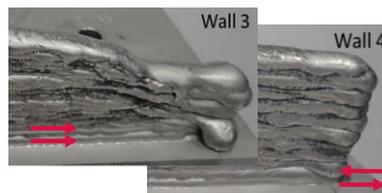


Figure 1 – Dispositif expérimental TIG-WAAM, possédant : (a) une électrode en tungstène, (b) un dispositif d'apport de fil, (c) des caméras de contrôle, (d) plusieurs thermocouples placés sur le substrat.

Réalisation de 24 monocordons avec différents paramètres (vitesse de dépôt V_s , vitesse d'apport du fil V_f , puissance P)



Réalisation de 4 murs monocordons



Réalisation d'un bloc 6 passes par couche

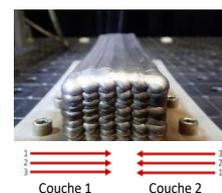


Figure 2 – Différents types de pièces fabriquées en acier inoxydable 316L avec le procédé TIG-WAAM.

2. Modélisation par éléments finis

Les simulations ont été réalisées à l'aide du logiciel de modélisation par éléments finis Cast3M [14] développé par le CEA. Il permet une étude complète de la génération d'un maillage au post-traitement des champs calculés [7]. Le problème thermomécanique est résolu de manière incrémentale, via une boucle de convergence imbriquée dans une boucle sur les pas de temps [2]. Récemment, de nouveaux développements ont été proposés par Cast3M, permettant l'ajout incrémental d'éléments au maillage au cours du calcul, et ainsi la modélisation du procédé de fabrication additive [11]. Pour cela, les paramètres expérimentaux (vitesse de dépôt, vitesse d'apport du fil, diamètre du fil, puissance thermique appliquée, point de départ, largeur du cordon déposé) doivent être préalablement renseignés.

Le modèle thermique considère les différents phénomènes de transfert de chaleur : la conduction de chaleur dans le volume, le refroidissement par convection avec l'air ambiant et le rayonnement de la

pièce fabriquée. L'arc électrique est modélisé par une source de chaleur équivalente volumique, caractérisée par une forme gaussienne, et répartie de manière homogène au centre de la face supérieure de chaque cordon déposé.

Les paramètres thermophysiques de l'acier inoxydable 316L utilisés pour les simulations (masse volumique, conductivité thermique, capacité calorifique massique, coefficient de Poisson, module de Young, coefficient de dilatation thermique, limite d'élasticité, module d'érouissage, courbes d'érouissage) sont extraits des travaux de Depradeux [5], et sont dépendants de la température.

La discrétisation du modèle mécanique est faite en considérant deux lois de plasticité : une loi d'érouissage isotrope, basée sur l'hypothèse que la surface d'élasticité peut seulement s'étendre, et une loi d'érouissage cinématique, considérant que la surface élastique peut seulement se déplacer [1]. Notons qu'un modèle mixte prenant en compte à la fois les phénomènes d'érouissage isotrope et cinématique pourrait également être envisagé. Enfin, pour chaque élément, lorsque la température atteint 1000 °C, les variables d'érouissage sont remises à zéro. Il s'agit ici de modéliser la restauration de l'érouissage observée pour les aciers inoxydables soumis aux fortes températures. La fusion du matériau est considérée pour les températures supérieures à 1400 °C. Enfin, le comportement du bain liquide est pris en compte de façon très simplifiée en diminuant arbitrairement la valeur du module de Young et en majorant la conductivité thermique de la zone fondue afin de tenir compte des effets hydrodynamiques dans le bain.

3. Simulation thermique de pièces produites

3.1. Calibration de la source de chaleur équivalente

Afin d'obtenir une bonne prédiction du comportement thermomécanique des pièces réalisées, une calibration de la source de chaleur équivalente est nécessaire. Pour cela, les trois premiers murs réalisés ont été instrumentés avec trois thermocouples (TC) placés sur le substrat à des distances de 2, 4 et 6 mm du pied du mur. Les paramètres numériques à ajuster sont le rayon de la source gaussienne de chaleur et le coefficient de rendement de la source d'énergie. La Figure 3 compare les profils thermiques simulés à ceux obtenus expérimentalement par les trois thermocouples lors de la fabrication du premier mur. La simulation développée permet de prédire avec une bonne précision l'évolution thermique du procédé.

Certaines différences sont toutefois observées, en particulier pour les premières passes, étant donné que les thermocouples sont dans une zone à fort gradient de température, à proximité du bain de fusion. Ces écarts sont dus aux simplifications numériques (géométriques et thermiques) et aux éventuelles erreurs de positionnement des thermocouples numériques.

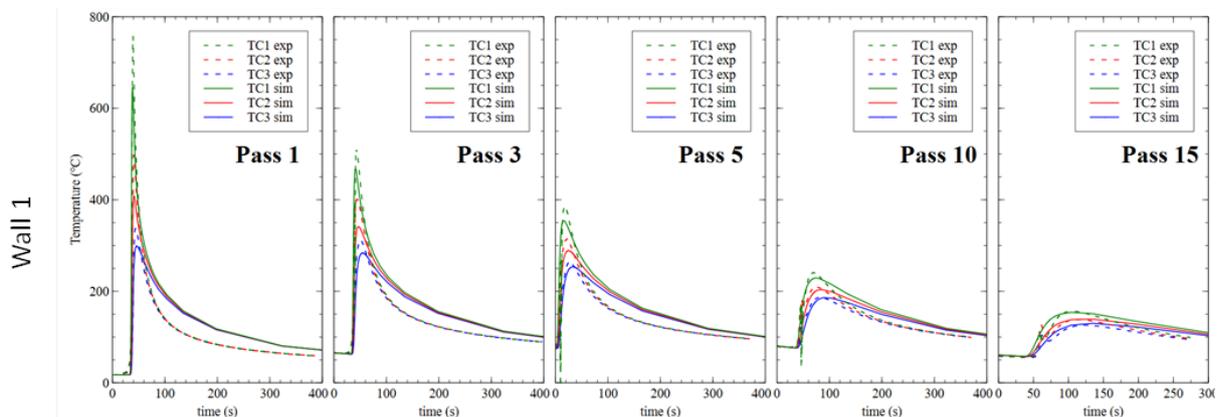


Figure 3 – Comparaison entre les profils thermiques simulés et ceux obtenus expérimentalement lors de la fabrication du mur 1.

3.2. Prédiction de la qualité des pièces par la simulation thermique

Le modèle thermique permet la simulation de la formation du bain de fusion en distinguant la zone où la température a dépassé 1400 °C (Figure 4). La comparaison entre les essais expérimentaux et les bains de fusions numériques permet de conclure que :

- i) les simulations numériques permettent de rendre compte de la non faisabilité expérimentale du dépôt d'un cordon, en considérant la pénétration moyenne dans le substrat. En comparant avec les valeurs expérimentales, une valeur seuil de 0,7 mm de pénétration du bain de fusion dans le substrat a pu être déterminée avec les simulations. Les modélisations prédisant des pénétrations en dessous de cette valeur correspondent aux cas des cordons expérimentaux ayant été éliminés dès la sélection visuelle.
- ii) la pénétration du bain de fusion a cependant été surestimée, car le modèle numérique ne prend pas en compte les effets fluides du métal fondu [10]. En revanche, on remarque que certaines zones du cordon fabriqué n'ont pas été fondues numériquement, alors qu'elles le sont pour les essais expérimentaux. Cette sous-estimation de la température en périphérie de la zone fondue est soit due à la non prise en compte du phénomène de chaleur latente et des effets fluides du bain, soit aux paramètres numériques de la source de chaleur utilisée.

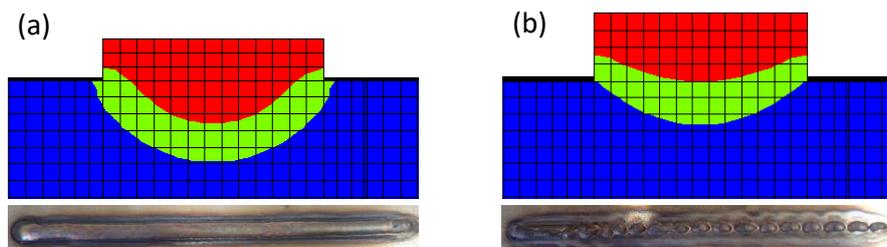


Figure 4 – Simulation numérique du dépôt de deux cordons avec différents jeux de paramètres dont l'application expérimentale conduit (a) à un cordon considéré comme correct et (b) un cordon non continu. Les zones rouges et vertes représentent respectivement les zones où la température a dépassé 1400 °C et 1000 °C.

Dans le cas de la fabrication de murs monocordons, la forme du bain de fusion a également été calculée pour chaque passe, et comparée aux résultats expérimentaux. La forme obtenue varie de manière importante lors des cinq premières passes, en raison de la proximité de la source de chaleur avec le substrat, qui agit comme une pompe thermique. Au-delà de la cinquième passe, elle se stabilise, atteignant une hauteur égale au double de la hauteur d'un cordon déposé. La comparaison expérimentale (Figure 5) permet de conclure que la simulation sous-estime légèrement la hauteur du bain de fusion.

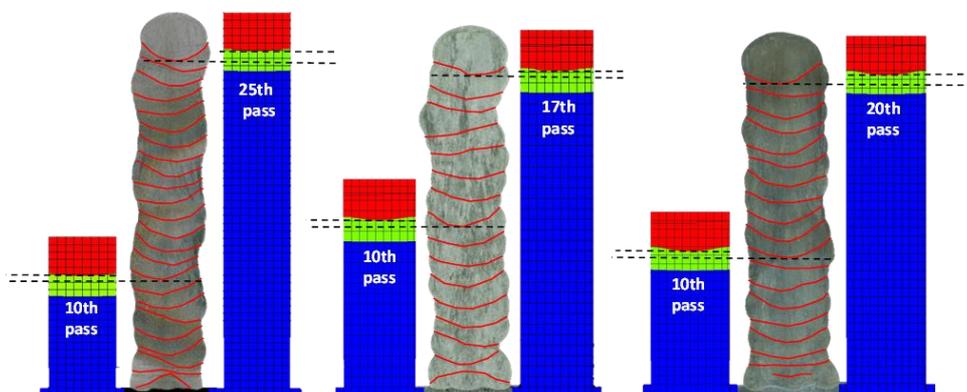


Figure 5 – Comparaison entre le pied de la dixième passe et la dernière passe expérimentale et simulée pour les trois murs réalisés avec différents jeux de paramètres. Les lignes rouges mettent en évidence la forme des passes expérimentales successives révélées par microscopie optique après attaque chimique sur des coupes transverses.

Les simulations numériques thermiques permettent de mettre en évidence le phénomène d'accumulation de chaleur. La Figure 6 compare les quatre murs expérimentaux et la simulation des champs des températures maximales atteintes au cours du procédé. Une accumulation de chaleur est observée à la fin du dépôt pour les murs réalisés par empilement de cordons dans la même direction (murs 1 à 3), dont l'intensité est en lien avec la perte de hauteur observée expérimentalement. A l'inverse, seule une faible accumulation de chaleur est observée pour le mur construit par empilement en aller-retour (mur 4), ce qui est cohérent avec sa bonne régularité géométrique.

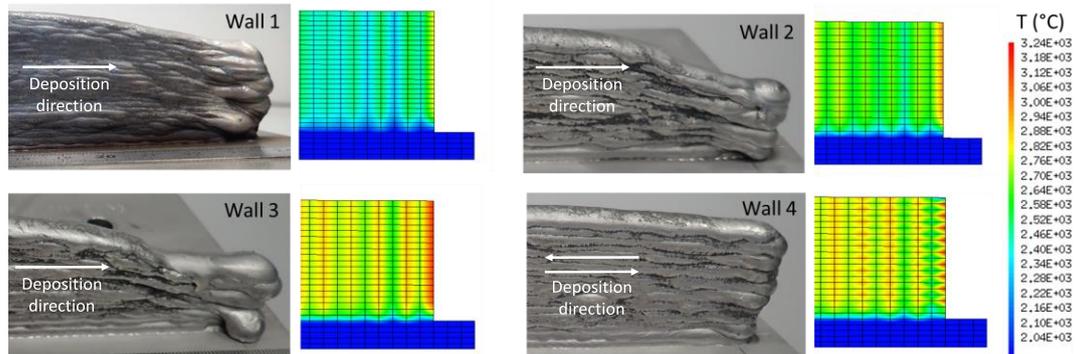


Figure 6 – Mise en évidence du lien entre le phénomène de perte de hauteur, observé en fin de dépôt, et l'estimation de l'accumulation locale de chaleur pour les quatre murs réalisés.

Finalement, le modèle thermique permet aussi de déterminer le temps cumulé auquel une zone est soumise à une plage de température donnée. Dans le cas de l'acier inoxydable 316L, la précipitation de carbures, nocives aux propriétés du matériau, est favorisée dans la plage de température entre 500 et 900 °C [12]. La Figure 7 permet de conclure que les paramètres opératoires de fabrication ont une faible influence sur ce temps, avec des valeurs maximales de l'ordre de 400 s au milieu de la pièce. Les simulations peuvent alors aider la prédiction des changements microstructuraux.

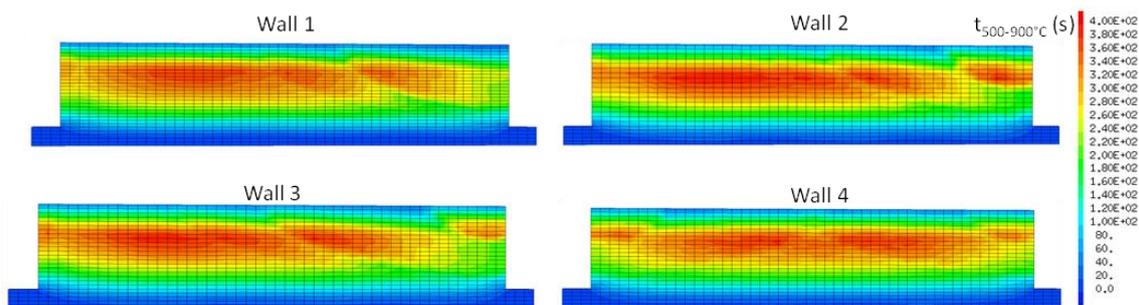


Figure 7 – Estimation du temps passé dans la plage de température 500-900 °C pour chaque point de la pièce au cours des processus de fabrication des quatre murs réalisés.

4. Prédiction des déformations et des contraintes résiduelles

Afin d'obtenir des bonnes prédictions pour les simulations mécaniques, le bridage expérimental a été reproduit dans les simulations. Durant le processus expérimental, le substrat a été fixé par des vis métalliques, de manière à limiter la déformation. Ces vis ont été modélisées en appliquant des ressorts mécaniques à leur place, permettant une déformation limitée du substrat. La simulation ne prend pas en compte le débridage du substrat, mais donne des tendances de déformations qualitativement correctes.

La Figure 8 présente l'influence des paramètres du procédé sur les déformations totales, pour les quatre murs réalisés. Le déplacement total U_{tot} est défini par l'équation (1), où U_x , U_y et U_z représentent respectivement les déplacements dans les directions x, y et z.

$$U_{tot} = \sqrt{U_x^2 + U_y^2 + U_z^2} \quad (1)$$

Les champs de déplacement pour les murs 1 à 3 sont assez similaires. Un fort déplacement est cependant présent à droite des murs, correspondant au phénomène de perte de hauteur observé expérimentalement. En revanche, le mur 4, construit avec une stratégie « aller-retour », possède une meilleure régularité.

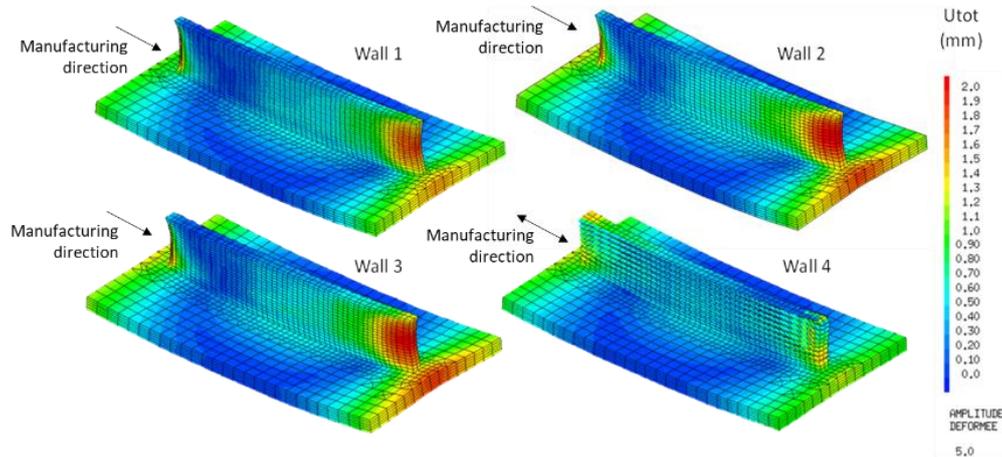


Figure 8 – Comparaisons des champs de déplacement sur le maillage déformé (amplifié 5 fois) pour les quatre murs réalisés. Le code couleur représente l'intensité du déplacement total, sans amplification.

Les champs de contraintes résiduelles calculés avec les modèles d'écouissage isotrope et cinématique sont comparés sur la Figure 9, dans le cas du Mur 3. Le modèle à écouissage cinématique prédit une distribution de contraintes similaire au modèle à écouissage isotrope, avec des valeurs moins élevées. Muránsky *et al.* [9] montrent dans des applications pour le soudage TIG de l'acier 316L que le modèle à écouissage isotrope tend à surestimer le champ de contraintes réel, alors que le modèle cinématique le sous-estime légèrement. Le calcul numérique avec les deux modèles permet alors d'avoir un encadrement du champ de contraintes résiduelles réel.

Pour les pièces fabriquées, une zone de contraintes résiduelles plus faibles est observée au milieu de la pièce, tandis que des zones à plus grandes valeurs de contraintes sont observées au pied et sur la partie supérieure des murs. Les valeurs calculées par les deux modèles mécaniques ne sont pas négligeables, par rapport à la limite d'élasticité de l'acier 316L (220 MPa), et permettent de mettre en évidence la nécessité de la mise en place d'un post-traitement thermique en vue d'améliorer les propriétés des pièces.

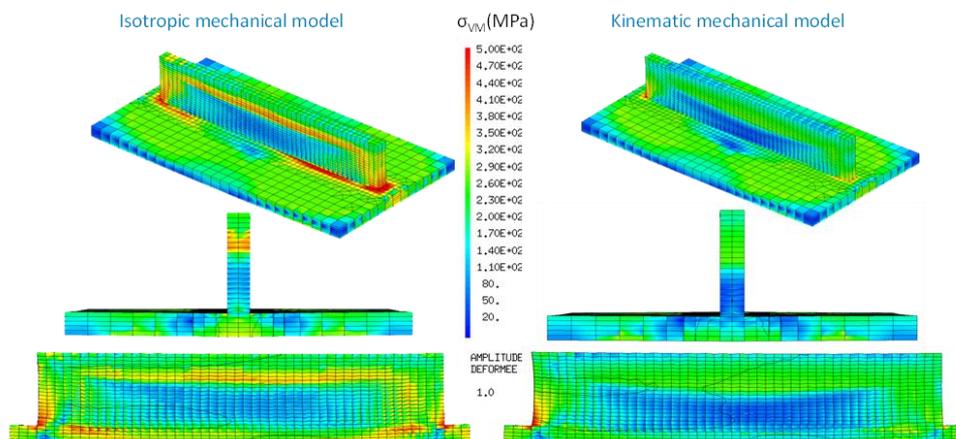


Figure 9 – Champ des contraintes résiduelles obtenu avec des modèles mécaniques à écouissage isotrope et écouissage cinématique pour le mur 3.

Le modèle thermomécanique a également été appliqué pour simuler la fabrication d'une pièce plus massive (bloc de 6 passes par couches). La simulation thermique met en évidence que le champ des températures maximales est réparti de manière homogène dans la pièce (Figure 10), ce qui montre que la stratégie de fabrication choisie permet d'éviter l'accumulation de chaleur et ainsi minimiser les déformations macroscopiques. A la fin de la simulation, la déflexion du substrat mesure environ 5 mm (Figure 11), ce qui est en bon accord avec les résultats expérimentaux.

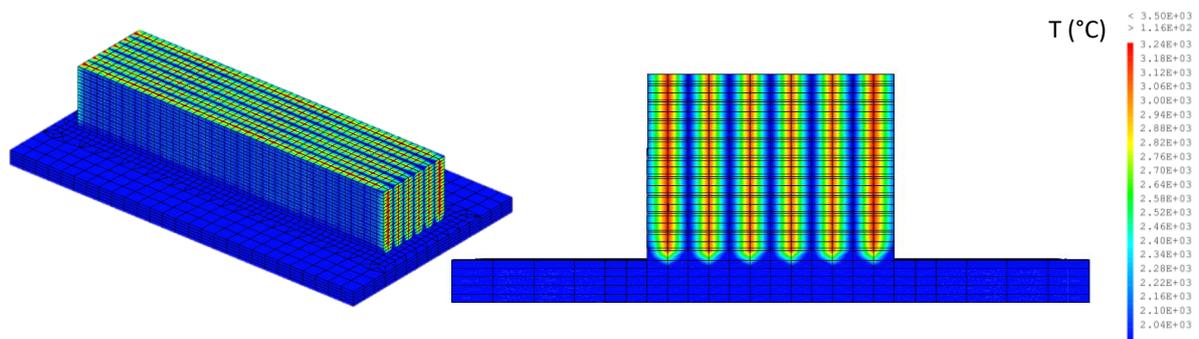


Figure 10 – Température maximale calculée lors de la simulation de fabrication d'un bloc avec 6 passes par couches.

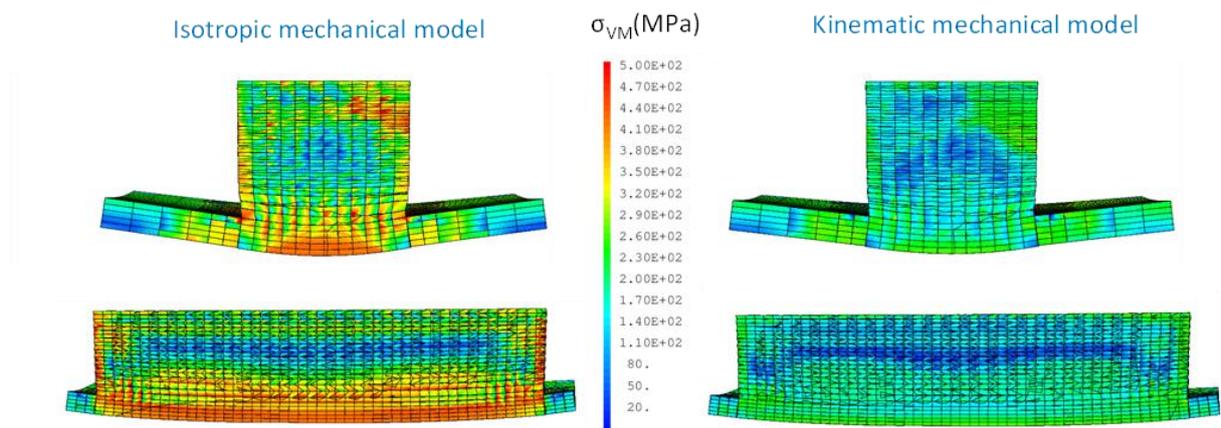


Figure 11 – Champs de contraintes résiduelles pour les modèles mécaniques à écrouissage isotrope et à écrouissage cinématique.

Le temps de calcul reste le point faible de l'approche proposée : environ 36 heures pour un calcul thermomécanique complet du bloc avec 6 passes par couches, avec un ordinateur de calcul comportant 56 cœurs et une mémoire RAM de 62 Gi, alors que la taille de maille reste élevée et ne permet que l'observation des champs thermomécaniques de la pièce dans son ensemble. Ce temps de calcul élevé des simulations est surtout lié au modèle mécanique et au nombre important d'éléments finis. Le remaillage automatique de la pièce, avec modification de la taille des éléments, en fonction de sa position par rapport à la zone d'intérêt (dans et autour de la zone fondue) pourrait réduire le temps de calcul.

5. Conclusion

Un modèle thermomécanique par éléments finis pour simuler le procédé TIG-WAAM a été proposé et confronté aux observations expérimentales. Les prédictions de l'évolution du champ de température ont permis de comparer l'effet des différents paramètres opératoires appliqués sur la fabrication des pièces, notamment sur l'estimation de la zone fondue, l'accumulation de chaleur selon la stratégie de fabrication et les éventuelles zones plus susceptibles à la transformation de phase pour le matériau d'étude (plus de 1000 s passées dans la plage de température 500-900 °C). Des simulations mécaniques avec écrouissage isotrope et cinématique ont également permis d'accéder aux champs de déformations et contraintes résiduelles des pièces fabriquées. Les contraintes résiduelles élevées dans la pièce indiquent la nécessité d'un post-traitement thermique pour les relaxer. Une étape de remaillage automatique permettrait de réduire le temps de calcul.

6. Références bibliographiques

- [1] J.L. Chaboche, A review of some plasticity and viscoplasticity constitutive theories, *International Journal of Plasticity*. 24 (2008) 1642–1693. <https://doi.org/10.1016/j.ijplas.2008.03.009>.
- [2] T. Charras, F. Di Paola, La procédure PASAPAS, (2011).
- [3] A. Dass, A. Moridi, State of the Art in Directed Energy Deposition: From Additive Manufacturing to Materials Design, *Coatings*. 9 (2019) 418. <https://doi.org/10.3390/coatings9070418>.
- [4] T. DebRoy, T. Mukherjee, J.O. Milewski, J.W. Elmer, B. Ribic, J.J. Blecher, W. Zhang, Scientific, technological and economic issues in metal printing and their solutions, *Nat. Mater.* 18 (2019) 1026–1032. <https://doi.org/10.1038/s41563-019-0408-2>.
- [5] L. Depradeux, Simulation numérique du soudage – acier 316L: validation sur cas tests de complexité croissante, PhD Dissertation, Institut National des Sciences Appliquées de Lyon, 2004.
- [6] W.E. Frazier, Metal Additive Manufacturing: A Review, *J. Mater. Eng. Perform.* 23 (2014) 1917–1928. <https://doi.org/10.1007/s11665-014-0958-z>.
- [7] E. Le Fichoux, Présentation et utilisation de Cast3M, (2011).
- [8] T. Mukherjee, T. DebRoy, Printability of 316 stainless steel, *Science and Technology of Welding and Joining*. 24 (2019) 412–419. <https://doi.org/10.1080/13621718.2019.1607061>.
- [9] O. Muránsky, C.J. Hamelin, M.C. Smith, P.J. Bendeich, L. Edwards, The effect of plasticity theory on predicted residual stress fields in numerical weld analyses, *Computational Materials Science*. 54 (2012) 125–134. <https://doi.org/10.1016/j.commatsci.2011.10.026>.
- [10] C. Nahed, Modélisation magnéto-thermo-hydrodynamique du soudage TIG: couplage 3D unifié de l'arc plasma et du bain de soudage, Université Aix-Marseille, (2021).
- [11] S. Pascal, Quelques nouvelles fonctionnalités pour la simulation numérique du soudage et de la fabrication additive dans Cast3M., (2020).
<http://www-cast3m.cea.fr/index.php?xml=clubcast3m2020>.
- [12] B. Py, T.F. Morgeneyer, V.A. Esin, D. Gonçalves, S. Pascal, Effect of welding on stress relaxation cracking of 316L(N) austenitic stainless steel, (2021).
- [13] B. Rankouhi, K.M. Bertsch, G. Meric de Bellefon, M. Thevamaran, D.J. Thoma, K. Suresh, Experimental validation and microstructure characterization of topology optimized, additively manufactured SS316L components, *Materials Science and Engineering: A*. 776 (2020) 139050. <https://doi.org/10.1016/j.msea.2020.139050>.
- [14] Cast3M, <http://www-cast3m.cea.fr/>.