

Simulation numérique du soudage laser : application à l'assemblage Ti6Al4V/316L avec insert vanadium

Numerical simulation of laser welding: case of Ti6Al4V/316L joining with vanadium insert

Rodolphe BOLOT^{1*}, Antoine MANNUCCI^{1,2}, Alexandre MATHIEU¹, Iryna TOMASHCHUK¹, Engèn CICALA¹, Sébastien LAFAYE²

¹Laboratoire Interdisciplinaire Carnot de Bourgogne (ICB), Université de Bourgogne Franche-Comté. UMR 6303, Equipe Laser Traitement des matériaux (LTm) – 12 rue de la fonderie, 71200 Le Creusot.

²Laser Rhône-Alpes (LRA), 49-51 Boulevard Paul Langevin, 38600 Fontaine.

*(auteur correspondant : rodolphe.bolot@ubfc.fr)

Résumé – Le soudage direct titane/acier inoxydable est délicat en raison de la formation de phases intermétalliques fragiles. Une bonne stratégie pour résoudre ce problème consiste à utiliser un matériau d'insert compatible avec ces deux matériaux. Le cas d'un soudage laser avec insert vanadium a donc été considéré dans ce travail. Un modèle FEM a été développé pour simuler le processus de soudage réalisé en deux étapes (cordons Ti/V puis V/acier). Le cas de tôles planes de 1 mm d'épaisseur avec un insert en vanadium de 2 mm de large a été considéré pour éviter tout contact entre les deux matériaux de base.

Mots-clés : soudage laser ; haut flux ; mode keyhole ; modélisation MEF, contraintes résiduelles

Abstract – Direct welding of Titanium with stainless steel is difficult due to the formation of brittle intermetallic phases. A good strategy to overcome this problem is to use an insert material compatible with each of them. The case of laser welding with vanadium insert was therefore considered in this work. A FEM model was developed to simulate the welding process carried out in two stages (Ti/V bead then V/steel bead). The case of 1 mm thick flat sheets with a 2 mm wide vanadium insert was considered to avoid any contact between the two main materials.

Keywords: laser welding; high flux; keyhole mode; FEM model, residual stresses

Nomenclature

T	température, K	<i>Symboles grecs</i>	
T_{ref}	température de référence, K	ϵ_T	contraction thermique, sans dimension
U	déplacement, m	σ	contrainte, Pa
<i>Indices et exposants</i>		α	coefficient de dilatation local, K ⁻¹
X, Y, Z	composantes (repère Cartésien)	$\bar{\alpha}$	coefficient de dilatation moyen, K ⁻¹

1. Introduction

Le soudage laser d'alliages de titane avec des aciers inoxydables présente un grand intérêt pour les industries chimique, médicale et aéronautique. Cependant, l'assemblage par soudage avec fusion directe de l'interface de ce couple de matériaux reste difficile en raison de la formation de phases intermétalliques fragiles tels que Fe₂Ti, FeTi ou encore Cr₇Fe₁₇Ti₅. Une solution efficace pour éviter la fissuration à froid produite par ces phases, consiste à modifier la chimie des zones fondues en introduisant un matériau intermédiaire compatible à la fois avec le titane et l'acier inoxydable. Parmi les matériaux compatibles, le vanadium est certainement le meilleur candidat pour les applications dans lesquelles la biocompatibilité n'est pas essentielle [1]. En effet, l'analyse de la littérature disponible [2-4] montre que la fragilisation

de cette liaison peut être évitée en réalisant une jonction en deux passes, où l'insert en vanadium est d'abord soudé avec l'alliage de titane puis avec l'acier inoxydable.

Dans ce type d'assemblage, la problématique des contraintes résiduelles reste néanmoins préoccupante, en raison de l'inadéquation existante entre les propriétés thermo-physiques des différents matériaux, et de la contraction du matériau fondu pendant son refroidissement après solidification. Les contraintes et déformations sont encore plus prononcées pour l'assemblage de tôles minces en configuration bout à bout [5]. Au cours des dernières années, la modélisation par éléments finis du comportement thermomécanique lors du soudage par fusion de matériaux dissimilaires a été activement développée [5-7]. Elle implique un calcul séquentiel du problème thermique (en utilisant une approche de source équivalente), et du problème mécanique (déformations et contraintes) pendant et après l'opération de soudage.

Ce travail a été réalisé en parallèle à la thèse de doctorat d'Antoine Mannucci (Université de Bourgogne Franche-Comté, FR), réalisée en partenariat avec la PME française LRA (Laser Rhône-Alpes). L'objectif technologique principal de ce projet est de définir des conditions de soudage optimisées permettant un assemblage titane/acier à haute tenue mécanique. Comme des phases intermétalliques fragiles se forment en soudage direct [8], un insert intermédiaire en vanadium a donc été utilisé. La modélisation thermomécanique des déformations et contraintes associées à l'opération de soudage a ainsi été appliquée en parallèle, pour approfondir la compréhension des phénomènes impliqués dans le processus de soudage et les mécanismes d'adhérence. Le cas de tôles de 1 mm d'épaisseur avec un insert en vanadium de 2 mm de large a été considéré pour éviter tout contact entre les deux soudures. Par ailleurs, un refroidissement complet de l'ensemble titane/vanadium a été réalisé préalablement à la fabrication de la soudure vanadium/acier.

2. Résultats expérimentaux

Un laser TRUMPF TRUDISK 6001 (Ytterbium YAG, longueur d'onde proche IR, 1030 nm) a été utilisé pour fabriquer les cordons de soudure, avec une puissance laser modérée, et une fibre optique de 100 μm de diamètre permettant de réaliser des cordons étroits. La tête optique utilisée présente par ailleurs un grandissement unitaire au point focal (distances focales équivalentes des lentilles de collimation et de focalisation). L'assemblage a été réalisé en deux étapes : la première a consisté à fabriquer un cordon de soudure entre l'alliage Ti6Al4V et l'insert en vanadium, et la seconde un cordon entre le vanadium et l'acier inoxydable 316L. Le tableau 1 résume les conditions expérimentales utilisées pour ces deux soudures. L'énergie linéique mentionnée dans ce tableau correspond au rapport puissance/vitesse de déplacement du faisceau (ou plus exactement de la table puisque c'est la pièce qui se déplace et pas le faisceau). Avec ces paramètres, un mode dit « keyhole » est produit : suivant ce mode, la puissance du laser est telle qu'elle donne lieu à une vaporisation du matériau irradié. L'éjection de vapeur métallique associée à cette vaporisation, engendre une pression de recul sur la surface, qui donne lieu au perçage d'un capillaire (trou profond et étroit) déplacé le long du cordon à fabriquer. Ce procédé permet ainsi d'obtenir un cordon présentant un fort rapport d'aspect (cordon profond et étroit) qu'il n'est pas possible de produire avec un procédé de soudage conventionnel à l'arc.

	Ti6Al4V/vanadium	Vanadium/316L
Energie linéique (J/mm)	6.8	10
Diamètre de faisceau (μm)	100	100
Décalage vs. plan de joint (μm)	0	50 (côté 316L)

Tableau 1 : Conditions expérimentales utilisées pour fabriquer les cordons Ti/V et V/inox

La figure 1 montre les coupes transversales des deux cordons de soudure. La première image (à gauche) montre la microstructure du cordon Ti6Al4V / vanadium. Sur cette photo, l'alliage présente clairement une ZAT (Zone Affectée Thermiquement) de largeur environ 200 μm . La largeur du cordon est d'environ 235 μm (milieu), 650 μm (haut) et 390 μm (bas). En raison des différences de température de fusion (1910°C pour le vanadium, contre 1650°C pour l'alliage Ti6Al4V) et d'absorption de la lumière laser, le cordon de soudure est majoritairement composé du matériau Ti6Al4V (au vu des mesures réalisées par EDS, la teneur en élément V est d'environ 33% dans le cordon malgré l'absence de décalage du faisceau pour cette soudure). La photo de droite montre la microstructure de l'assemblage pour le cordon vanadium / 316L. A noter que l'acier inoxydable montre une structure avec des grains plus grossiers. La largeur de ce cordon est d'environ 240 μm (milieu), 425 μm (haut) et 320 μm (bas). En raison du décalage entre le plan de déplacement du faisceau laser et le plan de joint (décalage du faisceau de 50 μm côté 316L), le cordon de soudure est majoritairement composé d'acier inoxydable (au vu des mesures EDS, la teneur en élément vanadium est d'environ 11% seulement dans ce cordon). A noter également que la hauteur de ce cordon de soudure est d'environ 840 μm seulement, ce qui pourrait contribuer à réduire la tenue mécanique de la liaison. De plus amples détails sur la partie expérimentale de l'étude sont fournis dans l'article de Mannucci *et al.* [9].

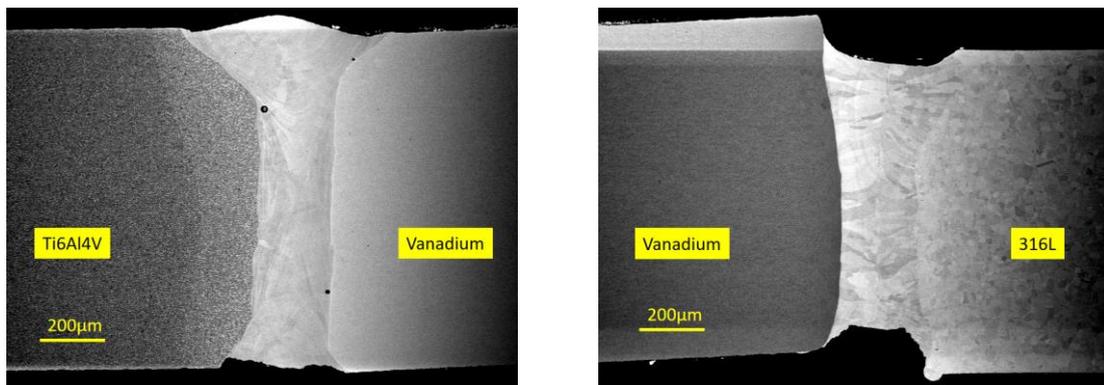


Figure 1 : (a) cordon Ti6Al4V/vanadium (gauche), (b) cordon vanadium/SS316L (droite)

3. Modèle numérique

L'objectif principal de cet article est de montrer quelques résultats (champs de températures et de contraintes) obtenus par modélisation FEM, correspondant aux conditions expérimentales détaillées ci-dessus. Deux modèles différents développés sous ANSYS en langage APDL ont été appliqués à ce cas expérimental. Le premier consiste en un modèle macroscopique avec une taille d'élément de 50 μm ou plus (résolution de maille de 100 μm pour les résultats ci-après).

3.1. Modèle macroscopique

Ce premier modèle est tridimensionnel et conçu pour étudier le comportement thermomécanique transitoire de l'assemblage lors du processus de soudage. Il est semi-couplé, ce qui signifie que le problème thermique est résolu au cours d'une première étape, tandis que le problème mécanique est résolu dans une seconde étape, avec activation de l'option « grandes déformations ». Les résultats ci-après ont été obtenus avec une résolution de maille de 100 μm suivant les directions X et Y (contre 200 μm le long de la direction Z, correspondant à celle de l'axe des cordons de soudure). De plus, le cas de deux tôles de dimensions 20x20 mm a été considéré. Ces deux tôles ont été séparées *via* un insert en vanadium de deux millimètres de large (comme pour les expériences). Enfin le modèle comprend 120 000 éléments pour un peu

moins de 135 000 nœuds. La figure 2 montre le maillage dont les éléments sont composés de briques parfaitement orthogonales. Suivant la direction X (transversale relativement aux cordons de soudure), une région de quatre millimètres de large maillée de manière homogène est considérée (c'est-à-dire toute la région du vanadium + 1 mm de large de chaque côté dans les directions Ti6Al4V et acier inoxydable). Au-delà d'une distance d'un millimètre des cordons, une augmentation progressive de la taille de maille est utilisée (augmentation selon une loi géométrique). De nombreux modèles FEM suggérés dans la littérature considèrent les matériaux comme préalablement connectés, et sont donc plus représentatifs de l'effet d'une refusion du matériau du cordon (ou les cordons pour notre cas). Dans ce modèle, ce n'est pas le cas puisque les différents matériaux ne sont pas connectés au préalable, mais séparés par une couche d'éléments désactivés (lignes blanches sur la figure). En d'autres termes, une couche d'éléments est initialement « tuée » (notion de mort et de naissance des éléments). Cette méthode nécessite donc l'élaboration préalable de points de soudure (telle qu'elle se fait expérimentalement). En particulier, deux points de soudure sont ainsi d'abord fabriqués pour chaque cordon (début et fin de chaque cordon).

Toutes les propriétés thermo-physiques et mécaniques (y compris limite de plasticité, module de Young ou encore module tangent) sont fonctions de la température et issues de la littérature. Le rayonnement a été considéré de manière conventionnelle (coefficient d'échange équivalent). Le changement de phase a été pris en compte *via* méthode enthalpique : pour ce faire, l'enthalpie volumique est donnée en fonction de la température jusqu'à plusieurs centaines de degrés au-delà du point de fusion des matériaux. Par exemple, pour l'inox 316L, les données précédemment utilisées par Tchoumi *et al.* [10] ont été majoritairement reprises.

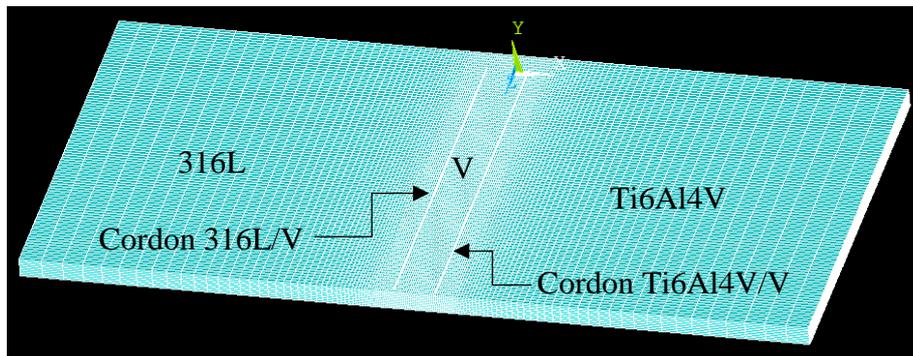


Figure 2 : Vue du maillage 3D utilisé dans le premier modèle (modèle thermomécanique transitoire tridimensionnel comprenant 120 000 éléments)

Les éléments précédemment tués sont ainsi réactivés progressivement (commande APDL `ealive`) lors de la fabrication des cordons. En pratique, le modèle considère non pas trois, mais cinq matériaux distincts (c'est-à-dire Ti6Al4V, vanadium, 316L, mais aussi les deux cordons distincts). L'acier inoxydable 316L est sur le côté gauche de la figure 2 (c'est-à-dire côté X négatif) tandis que la tôle de Ti6Al4V est sur le côté droit (X positif). L'insert en vanadium de deux millimètres correspond à la partie entre les deux lignes blanches (correspondant aux positions des deux cordons : éléments initialement désactivés).

Afin de simplifier le codage des propriétés thermomécaniques des matériaux (et compte-tenu du manque de données pour les propriétés des mélanges de matériaux correspondants), les propriétés thermomécaniques des cordons de soudure ont été considérées comme suit :

- Cordon Ti6Al4V/vanadium : propriétés du Ti6Al4V à l'exception de la température de référence utilisée pour le calcul de la déformation thermique ε_T .
- Cordon 316L/vanadium : propriétés du 316L à l'exception de la température de référence utilisée pour le calcul de la déformation thermique.

En d'autres termes, on suppose que la température de référence des tôles de Ti6Al4V et 316L est la température ambiante (idem pour l'insert en vanadium). Cependant, la température de référence du matériau du cordon Ti6Al4V/vanadium a été fixée à 1650°C, alors que celle du matériau du cordon 316L/vanadium a été fixée à 1400°C.

Ce faisant, la déformation thermique ε_T est ainsi calculée à partir de la relation :

$$\varepsilon_T = \int_{T_{ref}}^T \alpha dT = \bar{\alpha} (T - T_{ref}) \quad (1)$$

dès que les cordons de soudure sont **progressivement** fabriqués.

Cette méthode permet de prendre en compte l'effet de la contraction des matériaux lors du refroidissement de la température de fusion à la température ambiante. Concernant les coefficients de dilatation, le coefficient instantané (à savoir α) ou moyen (à savoir $\bar{\alpha}$) peut être fourni. Dans ANSYS, le coefficient instantané est stocké dans une variable nommée CTEX alors que le moyen est nommé ALPX. Il est important de comprendre que α est fonction de T mais ne dépend pas de la température de référence T_{ref} (alors que c'est le cas pour $\bar{\alpha}$).

Dans les faits, il est difficile de connaître précisément les propriétés thermo-physiques des matériaux de chaque cordon (mélanges multi-matériaux complexes mais relativement homogènes). Néanmoins, pour les propriétés mécaniques, des mesures du module de Young seront prochainement réalisées par nano-indentation (par méthode de Oliver-Pharr). Avec notre approche simplifiée, nous surestimons sûrement les propriétés mécaniques des cordons (et notamment la limite de plasticité du cordon Ti6Al4V/vanadium). Le niveau de contrainte dans ce cordon est donc probablement surestimé lui-aussi, mais proportionnellement à sa tenue mécanique elle aussi surestimée. Quoiqu'il en soit, lors de tests de traction, la rupture n'a pas lieu dans les cordons (qui ne sont donc pas les points faibles de l'assemblage).

3.2. Modèle échelle micro

L'un des domaines d'expertise de notre équipe concerne **le calcul sur microstructures**. Ce type de calculs peut par exemple être utilisé pour estimer les propriétés (thermiques ou mécaniques) effectives de matériaux poreux ou multi-composants, selon les méthodes décrites par exemple par Bolot et al. [11]. Dans ce travail, les calculs ont été effectués directement sur la micrographie de l'assemblage afin d'étudier les contraintes résiduelles liées aux déformations thermiques dans les cordons (et dans l'assemblage plus généralement). La figure 3 montre la coupe transversale de l'assemblage après reconstitution à partir des micrographies. Dans cet exemple, la résolution considérée est d'environ 320 pixels/mm (soit 3,1 $\mu\text{m}/\text{pixel}$). Cette valeur peut être comparée à celle du premier modèle (c'est-à-dire 100 μm / élément). En utilisant ce type de simulation, le maillage est directement formé par les pixels de l'image.

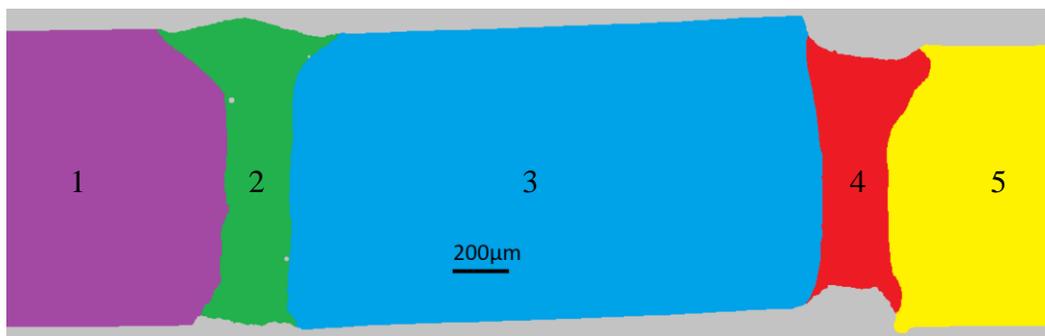


Figure 3 : Vue du maillage 2D utilisé dans le deuxième modèle (modèle thermomécanique stationnaire 2D composé d'environ 440 000 éléments)

En fait, les images constituent des maillages vraiment efficaces, avec des éléments parfaitement orthogonaux (pixels). Cependant, jusqu'à présent, la réalisation de calculs 3D transitoires n'est pas possible à ce niveau de résolution. En pratique, un programme interne permettant la conversion est développé. Cet outil permet de convertir des images en un script APDL correspondant (fichier de commandes lisibles par ANSYS). Avec cet outil, un maillage 2D est automatiquement généré à partir de l'image considérée, avec autant de matériaux qu'il y a de couleurs différentes dans l'image.

Dans cet exemple, six matériaux différents sont ainsi considérés: de gauche à droite Ti6Al4V (1, violet), premier cordon (2, vert) comprenant des pores, insert en vanadium (3, bleu), deuxième cordon (4, rouge) et acier inoxydable (5, jaune). Le dernier matériau représente la couleur grise autour de l'assemblage : le matériau correspondant possède de faibles propriétés mécaniques (un module de Young de 0,1 MPa en pratique), ou les éléments correspondants peuvent alternativement être tués (comme cela est décrit dans le modèle macro).

4. Résultats numériques

4.1. Modèle échelle macro

En terme de condition de maintien mécanique, une condition d'encastrement a été considérée sur la face de normale X située à gauche sur les figures 2 ou 4 à 7 (soit côté 316L) et rien d'autre n'a été imposé hormis les pointages initiaux. La figure 4 montre le champ de température transitoire obtenu lors de la fabrication du second cordon (soudure 316L/vanadium). Concrètement, cette soudure a été réalisée après refroidissement complet de la première. La position transitoire du laser se situe à 15 mm de la position $Z = 0$ pour une dimension de tôle de 20 mm. On peut remarquer que selon l'échelle des couleurs, la température de fusion de l'inox 316L (environ 1400°C , soit 1673 K) correspond à la couleur orange sur la figure 4.

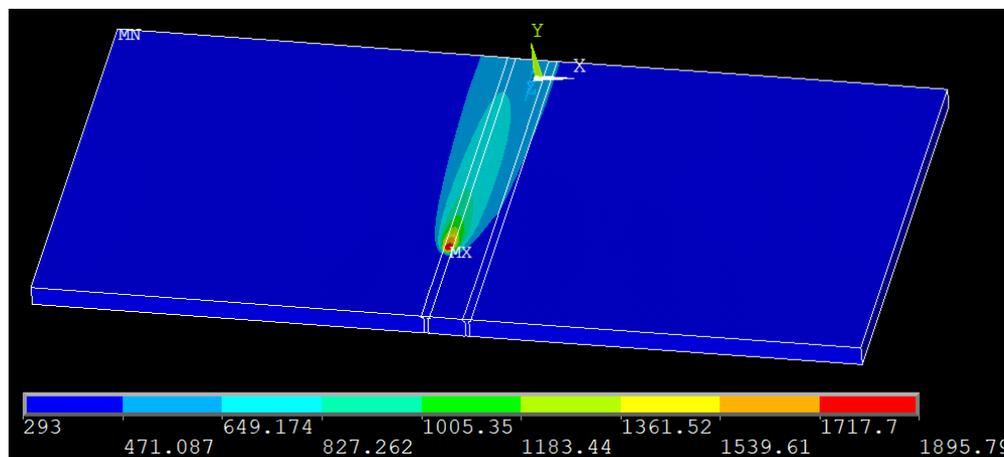


Figure 4 : Champ transitoire de température (K) pendant la fabrication du cordon 316L/vanadium (c'est-à-dire le second).

L'ensemble des résultats présentés ci-après concernent les résultats calculés après fabrication des deux cordons de soudure et refroidissement de l'ensemble jusqu'à température ambiante (c'est-à-dire qu'il s'agit des contraintes résiduelles pour les représentations des contraintes). Les résultats concernant les différentes composantes du champ de déplacement U (soit U_x , U_y , U_z) ont été présentés dans un article antérieur [12]. La figure 5 montre le champ de déformation thermique (voir équation (1)) dans l'assemblage. La déformation thermique est nulle dans les deux tôles et dans l'insert de vanadium, puisque $T=T_{\text{ref}}=293$ K pour ces trois

zones. Cependant, en raison du refroidissement des cordons de la température de fusion à la température ambiante, $\varepsilon_T = \bar{\alpha}(T_{amb} - T_{ref})$ est négative dans les deux cordons de soudure (contraction). En pratique, cette contraction est compensée (ou équilibrée) par une déformation mécanique se produisant principalement dans les cordons de soudure et leur voisinage (c'est-à-dire que la contraction des cordons induit une compression des matériaux au voisinage des soudures). La figure 6 montre le champ de la composante σ_x des contraintes résiduelles. Cette composante est presque nulle dans les 2 tôles (i.e., couleur vert clair = de -103 à +46 MPa). Cependant, la contrainte σ_x est négative dans les deux cordons de soudure (i.e., couleur verte, σ_x de -253 à -103 MPa). Ces valeurs négatives dans les cordons de soudure sont équilibrées par des valeurs positives (couleur jaune, σ_x de +46 à +196 MPa) au voisinage des cordons, et aux limites $Z=0$ et $Z=+L$. La figure 7 montre le champ de la composante σ_z des contraintes résiduelles (c'est-à-dire la composante suivant la direction de l'axe des cordons de soudure). La composante σ_z est positive (contrainte en tension) dans les deux cordons avec une amplitude comprise entre +640 et +780 MPa (couleur orange). Cette composante σ_z positive dans les cordons est équilibrée par une composante négative dans les deux tôles. Dans la tôle en 316L, la composante σ_z reste positive (couleur vert clair σ_z de +359 à +500 MPa) juste au voisinage du cordon et devient négative (deuxième niveau de bleu de -66 à -208 MPa à une distance supérieure à 2 mm du cordon). Dans la tôle en Ti6Al4V, la transition d'une composante positive dans le cordon à une valeur négative dans la tôle se produit beaucoup plus rapidement et la composante négative dans la tôle est d'amplitude plus élevée (couleur bleu foncé de -200 à -350 MPa).

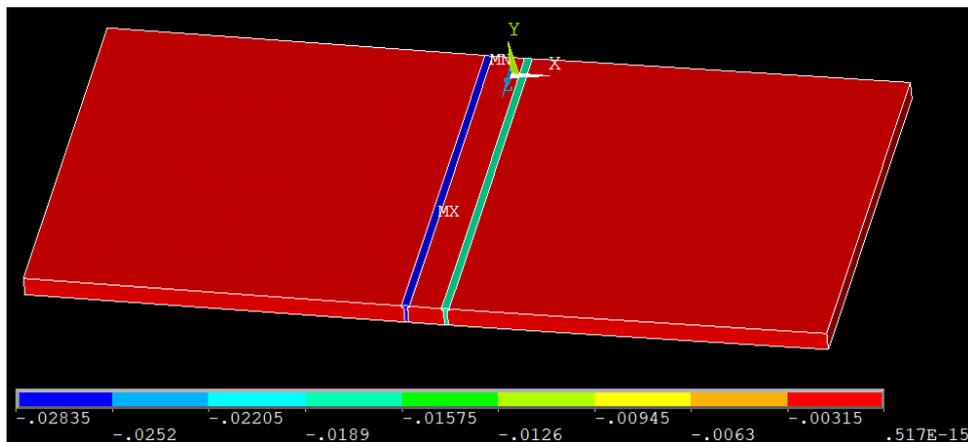


Figure 5 : Champ de déformation thermique ε_T après refroidissement final.

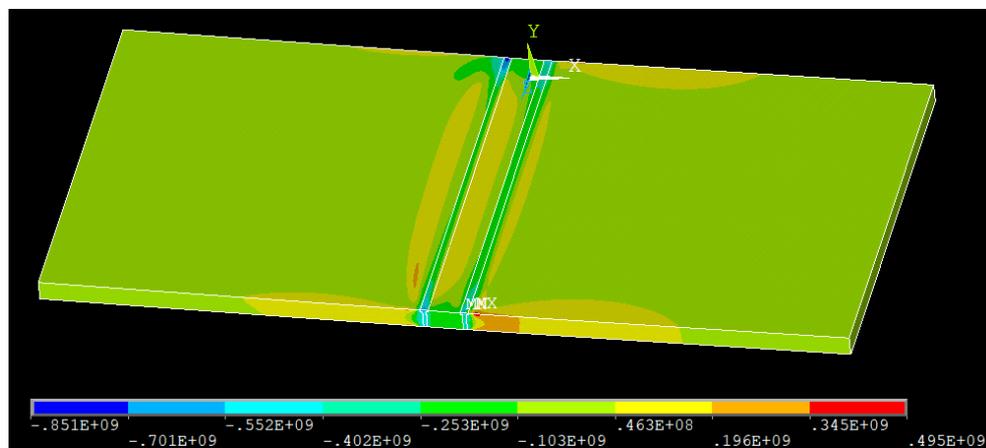


Figure 6 : Champ de la composante résiduelle σ_x (Pa) du tenseur de contraintes.

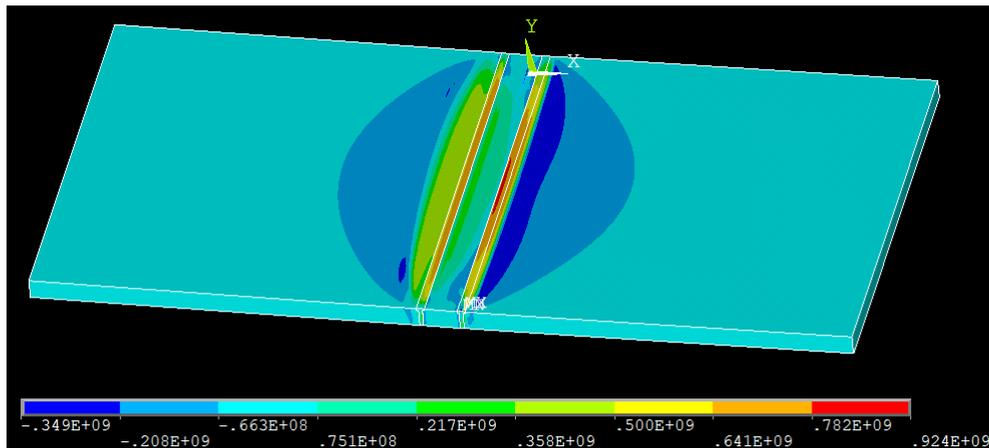


Figure 7 : Champ de la composante σ_z (Pa) du tenseur des contraintes résiduelles

4.2. Modèle échelle micro

La figure 8 montre un exemple de résultat calculé avec le modèle échelle micro. Dans ce calcul, la déformation thermique dans les cordons a été fixée avec une température de référence correspondant à 60% de la différence de température entre la température de fusion et la température ambiante (c'est-à-dire $T_{ref} = 293 + 0,6(T_f - 293)$). En pratique, des valeurs de 830°C (cordon acier 316L/vanadium) et de 1000°C (cordon Ti6Al4V/vanadium) ont ainsi été appliquées pour la température de référence dans les deux cordons (voir équation 1). La figure ci-dessous présente le champ calculé pour la composante σ_z (direction \perp à la coupe) avec un modèle de type déformations planes. Le champ montré peut donc être interprété comme une coupe de celui montré sur la figure 7 vue à résolution supérieure. Attention tout de même car les matériaux sont ici inversés (Ti6Al4V à droite sur la figure 7 et à gauche sur la figure 8). Selon le modèle échelle micro, le niveau de contrainte est donc plus élevé dans le cordon Ti6Al4V/vanadium, ce qui est principalement dû à la limite d'élasticité plus élevée de l'alliage de titane (soit environ 1 GPa pour l'alliage de titane Ti6Al4V, contre moins de 350 MPa pour l'acier inox 316L). Il est donc évident que les résultats deviennent sensibles quant à la manière dont les propriétés thermomécaniques des matériaux des cordons sont définies. On rappelle ici que les propriétés mécaniques des soudures ont été fixées à celles du Ti6Al4V (premier cordon) et de l'acier 316L (deuxième cordon). Qualitativement, on voit tout de même clairement que la composante σ_z est en tension dans les cordons (valeurs positives) et en compression au voisinage de ces derniers. Ceci peut être interprété comme suit : de par leur section supérieure, les tôles possèdent une force bien supérieure relativement aux cordons, et empêchent ainsi leur contraction. Ce maintien induit une contrainte en tension dans les cordons. Au contraire, les cordons demandent à se contracter et tendent ainsi à comprimer les tôles (σ_z négative dans les tôles).

A noter également que nous avons maintenant inclus la possibilité d'utiliser un chargement incrémental (cas non présenté ici). Ceci est possible en partant d'une température de référence intermédiaire (comme par exemple ici T_{ref} initiale correspondant à $T_{amb} + 60\%$ de la différence entre le point de fusion et la température ambiante), puis d'augmenter petit à petit cette température de référence T_{ref} jusqu'à atteindre le point de fusion. Les résultats correspondants seront en principe publiés dans *Procedia CIRP* (actes de la conférence LANE, Allemagne). Par ailleurs, ils seront aussi présentés (oralement ou poster) lors du congrès SFT de Belfort.

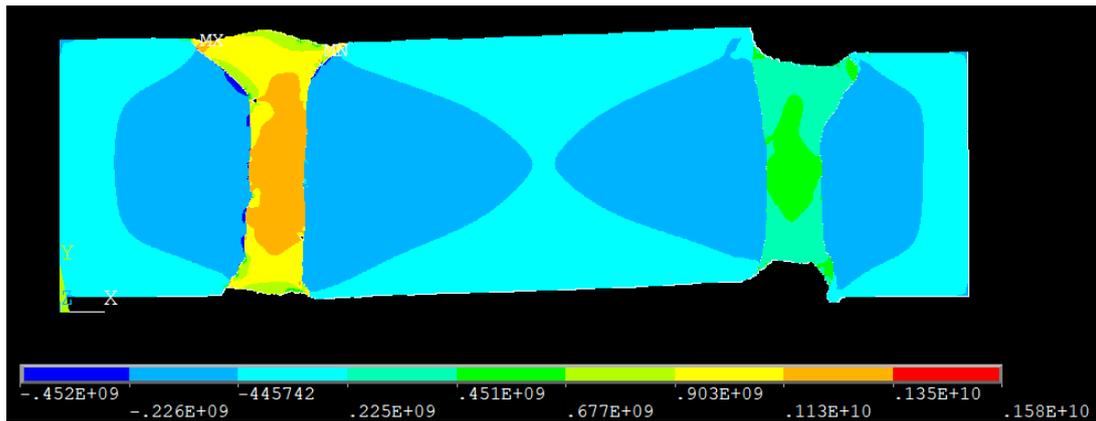


Figure 8 : Champ de contrainte résiduelle (composante σ_z (Pa)) calculé avec le modèle échelle micro (résolution de 3 μm).

5. Conclusion

Ce travail avait pour but de fournir des informations complémentaires sur un assemblage de deux matériaux dissimilaires réalisé par soudage laser à l'aide d'un matériau d'insert. Plus précisément, une tôle plane en acier inoxydable 316L a été assemblée à une tôle de titane (alliage Ti6Al4V) à l'aide d'un insert en vanadium. Les résultats expérimentaux correspondants (dont tenue mécanique de 500 MPa) ont été présentés dans un article antérieur [9] de même que certains résultats des calculs [12]. Deux modèles distincts ont été appliqués. Le premier est élaboré à l'échelle macroscopique avec une résolution de maille de 100 μm : ce modèle est tridimensionnel et transitoire, et permet de prédire les contraintes résiduelles dans l'assemblage, ainsi que le comportement transitoire de l'ensemble lors de la fabrication des cordons de soudure. Le second (modèle à l'échelle microscopique) utilise directement la micrographie de la section transversale de l'assemblage comme maillage, avec une résolution d'environ 3 μm . Dans ce deuxième modèle, le maillage est ni plus ni moins que la micrographie elle-même (chaque pixel devient un élément) et six zones différentes (matériaux) ont été prises en compte (à savoir l'acier 316L, le vanadium, le Ti6Al4V, les deux cordons de soudure, et le milieu environnant dont les éléments correspondants sont préalablement tués. Des estimations du niveau des contraintes résiduelles liées aux déformations thermiques ont été réalisées à l'aide de ce modèle, en considérant la contraction des cordons lors de leur refroidissement après solidification. Néanmoins, il est à souligner que les résultats (en terme de niveau de contraintes) sont sensibles quant à la loi de comportement considérée pour les matériaux des cordons, de sorte qu'une incertitude demeure, notamment en ce qui concerne l'amplitude des composantes de la contrainte. Des mesures du module de Young des matériaux des cordons devront donc être réalisées par indentation et application de la méthode d'Oliver-Pharr.

Références

- [1] Tomashchuk I., Sallamand P., 2018. Metallurgical strategies for the joining of titanium alloys with steels. *Advanced Engineering Materials*, 20(6), p. 1700764.
- [2] Adomako N. K., Kim J. O., & Kim J. H., 2019. Microstructural evolution and mechanical properties of laser beam welded joints between pure V and 17-4PH stainless steel. *Materials Science and Engineering: A* 753, p. 208.
- [3] Adomako N. K., Kim J. O., Lee S. H., Noh K.-O., Kim J. H., 2018. Dissimilar welding between Ti-6Al-4V and 17-4PH stainless steel using a vanadium interlayer. *Materials Science & Engineering A* 732, p. 378.

- [4] Tomashchuk I., Grevey D., Sallamand P., 2015. Dissimilar laser welding of AISI 316L stainless steel to Ti6–Al4–6V alloy via pure vanadium interlayer. *Materials Science & Engineering A* 622, p. 37.
- [5] Bajpei T., Chelladurai H., Ansari Z., 2016. Numerical investigation of transient temperature and residual stresses in thin dissimilar aluminium alloy plates. *Procedia Manufacturing* 5, p. 558.
- [6] Abburi Venkata K., Truman C.E., Smith D.J., 2015. Characterising residual stresses in a dissimilar metal electron beam welded plate. *Procedia Engineering* 130, p. 973.
- [7] Hartel U., Ilin A., Bantel C., Gibmeier J., Michailov V., 2016. Finite element modeling for the structural analysis of Al-Cu laser beam welding. *Physics Procedia* 83, p.1404.
- [8] Mannucci A., Tomashchuk I., Mathieu A., Cicala E., Boucheron T., Bolot R., Lafaye S., 2018. Direct laser welding of pure titanium to austenitic stainless steel. *Procedia CIRP* 74, p. 485.
- [9] Mannucci A., Tomashchuk I., Mathieu A., Bolot R., Cicala E., Lafaye, S., Roudeix C., 2019. Pure vanadium insert for efficient joining of Ti6Al4V to 316L stainless steel with continuous Yb:YAG laser, LIM (Lasers In Manufacturing Conference, Munich), A168.
- [10] Tchoumi T., Peyraut F., Bolot R., 2016. Influence of the welding speed on the distortion of thin stainless steel plates — Numerical and experimental investigations in the framework of the food industry machines, *Journal of Materials Processing Technology* 229, p. 216.
- [11] Bolot R., Aussavy D., Montavon G., 2017, Application of FEM to Estimate Thermo-Mechanical Properties of Plasma Sprayed Composite Coatings, *Coatings* 7, p.91.
- [12] Mannucci A., Bolot R., Mathieu A., Tomashchuk I., Cicala E., Roudeix C., Lafaye S., 2019. Numerical simulation of residual stresses in laser welding: application to Ti6Al4V/316L steel assembly with vanadium insert, LIM (Lasers in Manufacturing Conference, Munich), A194.

Remerciements

Ces travaux ont été réalisés en marge du LabCom FLAMme entre le Laboratoire Interdisciplinaire Carnot de Bourgogne, l'Université de Bourgogne Franche-Comté et la PME Laser Rhône-Alpes, financé par l'Agence Nationale de la Recherche.

Merci à la région Bourgogne Franche-Comté (FR) pour le soutien financier concernant le dispositif expérimental utilisé pour les mesures de diffusivité thermique des matériaux considérés dans cette étude (dispositif NETZSCH LFA 467 HT, convention PARI 2017-9201AAO052S01330).