

Modélisation tridimensionnelle de la formation des dépôts sur substrat mince en Fabrication Directe par Projection Laser

Simon MORVILLE¹, Muriel CARIN¹, Philippe LE MASSON¹, Denis CARRON¹, Patrice PEYRE², Myriam GHARBI², Rémy FABBRO²

¹ LIMATB, Université de Bretagne-Sud / UEB

Centre de recherche C. Huygens, Rue de Saint Maudé, BP 92116 – 56321 LORIENT Cedex

² PIMM - ENSAM (CNRS)

UMR 8006-Arts et Métiers Paris Tech, 151 boulevard de l'Hôpital - 75013 PARIS

*(auteur correspondant : simon.morville@univ-ubs.fr)

Résumé : Un modèle thermohydraulique 3D auto-consistant est proposé pour prédire la morphologie des bains liquides ainsi que les champs de température et de vitesse obtenus en Fabrication Directe par Projection Laser, pour le cas d'un dépôt sur substrat mince. Le calcul repose sur la résolution des équations de la chaleur, de Navier-Stokes et de continuité. Une des spécificités de ce modèle est de gérer les déformations de la géométrie en utilisant un maillage mobile reposant sur la méthode ALE. Ce modèle tient compte des phénomènes de tension superficielle et de l'apport de matière induit par un jet de poudre. Deux matériaux sont étudiés : un alliage de titane Ti-6Al-4V et un acier inoxydable 316L.

Nomenclature

att	atténuation laser	<i>Indices, exposants</i>	
b	coefficient du terme de Darcy	adv	relatif à l'advection
d _s	espacement interdendritique, m	conv	convection
c _p [*]	chaleur massique apparente, J.kg ⁻¹ .K ⁻¹	f	fusion
D _m	débit massique de poudre, g.min ⁻¹	L/G	interface Liquide/Gaz
f _l	fraction liquide	laser	relatif au faisceau laser
h _c	coefficient convectif, W.m ⁻² .K ⁻¹	n,t	normale, tangentielle
I	matrice identité	p	relatif au jet de poudre
$\vec{i}, \vec{j}, \vec{k}$	repère orthonormal	ray	rayonnement
L _f	chaleur latente de fusion, J.kg ⁻¹	S,L	Solidus, Liquidus
N	coefficient de constriction	T	transposée
\vec{n}, \vec{t}	vecteur normal, vecteur tangent	V	Vaporisation
P _{laser}	puissance laser, W	<i>Symboles grecs</i>	
p	pression, Pa	α	absorptivité
Q _p	distribution du débit, kg.m ⁻² .s ⁻¹	γ	coefficient de tension superficielle, N.m ⁻¹
r	rayon, m	ε	émissivité
\vec{S}_{Darcy}	vecteur sollicitation (Darcy), N.m ⁻³	η	rendement
T	température, K	θ	angle d'incidence, rad
T ₀	température ambiante, K	κ	courbure, m ⁻¹
t	temps, s	λ	conductivité thermique, W.m ⁻¹ .K ⁻¹
\vec{u}	vecteur vitesse, m.s ⁻¹	μ	viscosité dynamique, Pa.s
V _s	vitesse d'avance, m.s ⁻¹	ρ	masse volumique, kg.m ⁻³
Wt	paramètre d'ondulation, m	σ	tenseur des contraintes, Pa
X ₀	position de la buse, m	σ _{SB}	constante de Stefan-Boltzmann, W.m ⁻² .K ⁻⁴
x,y,z	système de coordonnées, m	φ	flux de chaleur surfacique, W.m ⁻²

1 Introduction

La Fabrication Directe par Projection Laser (FDPL) est un procédé récent qui permet la fabrication de pièces de géométrie très variée à partir d'une buse coaxiale et d'un faisceau laser. La buse permet de faire converger un jet de particules métalliques en direction d'un bain liquide obtenu par fusion locale du substrat par laser, ce qui augmente le volume du bain liquide. Le déplacement relatif de la buse par rapport au substrat crée un dépôt de matière rapidement solidifié et pleinement densifié (Figure 1). La géométrie finale est obtenue par superposition des dépôts. L'originalité de ce procédé est de ne pas nécessiter de moules ou d'outils d'usinage spécifiques. Cependant, les pièces ainsi conçues présentent des surfaces irrégulières. En effet, des imperfections dégradent l'état de surface final de la pièce et ont deux origines : (1) l'adhérence de certaines particules de poudre sur les faces latérales, et (2) la superposition des dépôts qui induit la formation d'ondulations latérales (Figure 2). Les mécanismes responsables de cet état de surface dégradé sont encore mal maîtrisés. C'est précisément l'objet du projet ANR ASPECT qui a eu pour objectif de mieux comprendre ces mécanismes. Nous avons donc développé un modèle numérique permettant d'analyser le lien entre les principaux paramètres opératoires (puissance laser P_{laser} , vitesse de défilement V_s et le débit massique de poudre D_m) et l'état de surface.

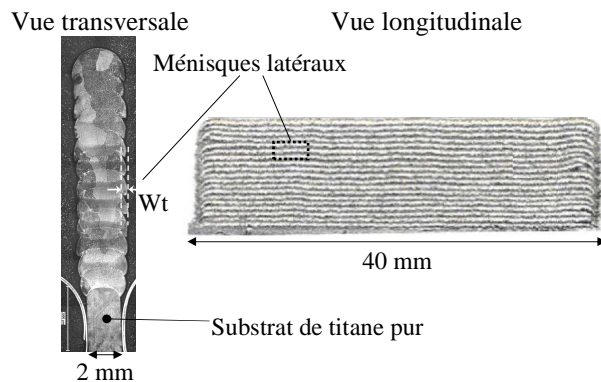
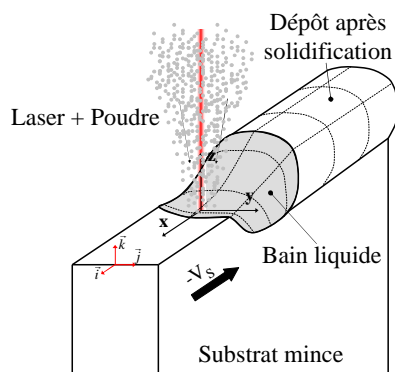


Figure 1 : Schéma de la formation d'un dépôt sur substrat mince en FDPL

Figure 2 : Mur mince réalisé par dépôt multicouche avec une poudre d'alliage Ti-6Al-4V

La littérature fait état de peu d'études ayant traité la problématique de l'état de surface associée au procédé FDPL. De récents travaux expérimentaux ont mis en évidence que les meilleurs états de surface sont obtenus avec une puissance laser et une vitesse d'avance élevées, ainsi qu'un faible débit massique [1,2]. Nos récents travaux numériques ont permis de valider ces résultats, mais uniquement de manière qualitative en raison de l'hypothèse 2D utilisée, qui ne permet pas de représenter de manière satisfaisante les écoulements dans le bain liquide [3]. Très peu de modèles thermohydrauliques 3D ont été développés. La formation d'un dépôt sur un substrat massif a cependant été modélisée en 3D [4,5] à l'aide d'une méthode à maillage fixe. Ces modèles ont mis en évidence la prédominance de l'effet Marangoni sur les écoulements dans le bain liquide. Les travaux les plus avancés, à ce jour, ont permis de modéliser la formation d'un dépôt multicouche [6], et montrent la faisabilité de la modélisation d'un procédé additif en tenant compte des principaux phénomènes physiques mis en jeu. Cependant, aucun de ces travaux ne s'est intéressé à la problématique de l'état de surface.

Dans cet article, nous présentons les résultats d'un modèle numérique thermohydraulique 3D pour deux matériaux : un alliage de titane Ti-6Al-4V et un acier inoxydable 316L. Les équations de conservation de l'énergie, de la quantité de mouvement et de la masse sont résolues de

manière couplée avec le code de calcul Comsol Multiphysics[®] (v4.3a). Le suivi de l'interface liquide/gaz et l'apport de matière sont traités à l'aide d'un maillage mobile basé sur la méthode ALE (Arbitrary-Lagrangian Eulerian [7]). La tension superficielle et l'effet Marangoni sont pris en compte, ainsi que l'enthalpie de changement de phase. Les formes de zone fondue obtenues pour chaque matériau seront discutées, ainsi que les niveaux de température et de vitesse à la surface du bain liquide.

2 Formulation mathématique

2.1 Equations de conservation

Les équations de conservation de l'énergie (1.1), de la quantité de mouvement (1.2) et de la masse (1.3) sont formulées pour les phases solide et liquide dans un repère mobile lié à la source. Le métal liquide est supposé être Newtonien incompressible en écoulement laminaire, ce qui permet d'écrire :

$$\rho c_p^* \left[\frac{\partial T}{\partial t} + \vec{u} \cdot \vec{\nabla} T \right] = \vec{\nabla} \cdot (\lambda \vec{\nabla} T) \quad (1.1)$$

$$\rho \left[\frac{\partial \vec{u}}{\partial t} + (\vec{\nabla} \cdot \vec{u}) \vec{u} \right] = \nabla \cdot \left[-pI + \mu \left(\vec{\nabla} \cdot \vec{u} + (\vec{\nabla} \cdot \vec{u})^T \right) \right] + \vec{S}_{Darcy} \quad (1.2)$$

$$\vec{\nabla} \cdot \vec{u} = 0 \quad (1.3)$$

La chaleur massique apparente tient compte de la chaleur latente de fusion L_f (1.4), où l'écart-type ΔT_f est supposé égal à $(T_L - T_S)$.

$$c_p^* = c_p + \frac{L_f}{\sqrt{\pi \Delta T_f^2}} \exp \left(-\frac{(T - T_f)^2}{\Delta T_f^2} \right) \quad (1.4) \quad \vec{S}_{Darcy} = -\frac{180\mu}{d_s^2} \frac{(1 - f_l)^2}{(f_l^3 + b)} \cdot (\vec{u} - V_s \cdot \vec{i}) \quad (1.5)$$

Le dernier terme de l'équation (1.2) permet d'annuler la vitesse dans la phase solide à l'aide d'une condition de Darcy (1.5). Cette équation fait intervenir la vitesse de défilement de la buse par rapport au substrat V_s du fait du changement de repère. L'évolution de la fraction liquide f_l avec la température est supposée connue et sera représentée par une fonction Heavyside lissée variant dans l'intervalle de température $[T_S; T_L]$. Pour ces calculs, la dimension caractéristique d_s des dendrites est de 10^{-4} m et b est une constante égale à 10^{-3} .

La méthode ALE a été retenue pour suivre la déformation de la surface libre du fait de la tension superficielle et de l'apport de matière. Le déplacement des éléments dans le domaine de calcul est effectué arbitrairement selon un modèle mécanique de type hyperélastique [8].

Les propriétés thermophysiques utilisées sont celles présentées dans le Tableau 1, avec pour λ , ρ et c_p les valeurs pour les phases solide et liquide. La tension superficielle de l'alliage Ti-6Al-4V, dont la valeur de référence est prise à la température de fusion, est supposée évoluer linéairement avec la température. Pour le cas de l'acier 316L, un modèle plus complexe est utilisé et repose sur une loi thermodynamique proposée par Sahoo et al. [9], pour décrire la tension superficielle selon la température. L'activité globale a_k des espèces chimiques tensioactives est ici de 110 ppm. Les propriétés du problème hydrodynamique ont été modifiées afin de faciliter la convergence et réduire les temps de calcul.

	Alliage Ti-6Al-4V		Acier 316L	
Température du solidus T_S (K)	1878		1658	
Température du liquidus T_L (K)	1928		1723	
Conductivité thermique λ ($\text{W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$)	20	40	20	40
Masse volumique ρ ($\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$)	4200	3700	7500	6500
Chaleur massique c_p ($\text{J}\cdot\text{kg}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$)	750	1100	650	800
Viscosité dynamique μ (Pa.s)	4×10^{-2}		5×10^{-2}	
Tension superficielle γ ($\text{N}\cdot\text{m}^{-1}$)	15		$10\times[9]$	
Coefficient thermocapillaire $\partial\gamma/\partial T$ ($\text{N}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$)	$-2,7\times 10^{-3}$		$10\times[9]$	
Coefficient d'absorptivité α (-)	0,35		0,3	
Emissivité ε (-)	0,7		0,5	
Chaleur latente de fusion L_f ($\text{J}\cdot\text{kg}^{-1}$)	$2,9\times 10^5$		$2,7\times 10^5$	

Tableau 1 : Propriétés thermophysiques retenues pour l'alliage Ti-6Al-4V et l'acier 316L

2.2 Conditions aux limites et conditions initiales

La géométrie est schématisée sur la Figure 1. Pour le calcul numérique elle est constituée de deux domaines dont un contient le bain fondu. Pour ce domaine, nous résolvons les équations de transfert de chaleur, de mécanique des fluides et ALE. En dehors de ce domaine, la matière restant à l'état solide, seule l'équation de la chaleur est résolue. En raison de la symétrie du problème, le domaine se limite à un mur d'une demi-épaisseur.

Pour le problème thermique, une densité de flux de chaleur est appliquée sur la surface du bain liquide. Elle tient compte de l'énergie due au faisceau laser (1.6) et à la poudre (1.7), ainsi que des échanges par convection et rayonnement avec l'environnement gazeux (1.8) (1.9).

$$\varphi_{laser}(x, y) = N_{laser} \frac{\alpha \cos(\theta)(1-att)P_{laser}}{\pi r_{laser}^2} \exp\left(-N_{laser} \frac{(x-X_0)^2 + y^2}{r_{laser}^2}\right) \quad (1.6)$$

$$\varphi_p(x, y) = Q_p(x, y) [H(T_p) - H(T)] \quad (1.7)$$

$$\varphi_{conv} = h_c (T - T_0) \quad (1.8) \quad \varphi_{ray} = \varepsilon \sigma_{SB} (T^4 - T_0^4) \quad (1.9)$$

$$\varphi_{adv} = -\rho c_p (T - T_0) V_S \cdot \vec{n} \quad (1.10)$$

$$Q_p(x, y) = N_p \frac{\eta_p D_m}{\pi r_p^2} \exp\left(-N_p \frac{(x-X_0)^2 + y^2}{r_p^2}\right) \quad (1.11)$$

Le faisceau laser présente une distribution gaussienne (1.6) dont les paramètres N_{laser} et r_{laser} ont été identifiés à l'aide d'un analyseur de faisceau ($N_{laser} = 5$, $r_{laser} = 0,65$ mm). L'équation (1.6) fait intervenir un paramètre att qui rend compte de l'atténuation subie par le faisceau laser en raison du nuage de poudre. Sa valeur est déduite d'un modèle de jet de poudre et dépend des paramètres opératoires, tel que le débit massique de poudre [10]. Le facteur géométrique θ permet

de tenir compte de l'angle d'incidence entre le faisceau laser et la surface inclinée du bain liquide. Enfin, α est l'absorptivité moyenne. L'énergie apportée au bain par la poudre métallique est prise en compte dans (1.7). Celle-ci fait intervenir la distribution radiale du débit massique de poudre Q_p dans le jet à la surface du bain (1.11), ainsi que la différence d'enthalpie entre les particules et la surface du bain. La température des particules arrivant à la surface du bain est obtenue avec le modèle du jet de poudre évoqué précédemment. Enfin, pour les pertes convectives et radiatives, les calculs sont effectués avec $h_c = 20 \text{ W.m}^{-2}.\text{K}^{-1}$, $T_0 = 300 \text{ K}$ et une émissivité ε précisée dans le Tableau 1. Sur les faces avant et arrière du domaine, est imposé un flux de chaleur permettant de tenir compte du défilement de la matière (1.10).

Concernant le problème de mécanique des fluides, la surface libre du bain liquide est le siège de phénomènes de tension superficielle qui vont agir d'une part dans la direction normale à la surface avec la pression capillaire (1.12), et d'autre part dans le plan tangent avec l'effet Marangoni (1.13) (1.14) faisant intervenir le coefficient thermocapillaire $\partial\gamma/\partial T$:

$$\sigma_n = \gamma(T) \kappa \quad (1.12) \quad \sigma_{t_1} = \frac{\partial\gamma}{\partial T} \nabla T \cdot \vec{t}_1 \quad (1.13) \quad \sigma_{t_2} = \frac{\partial\gamma}{\partial T} \nabla T \cdot \vec{t}_2 \quad (1.14)$$

L'indice n fait référence au vecteur normal de la surface, t_1 et t_2 renvoient aux composantes du plan tangent. La matière est supposée entrer dans le domaine de calcul à une vitesse constante V_S et quitter le domaine par une frontière où la pression et les efforts sont nuls. Par ailleurs, nous négligeons la flottabilité et la gravité, d'après des calculs complémentaires [10].

L'apport de matière est traité de manière surfacique. Cela se justifie du fait des petits débits appliqués, des fines particules et de leurs vitesses peu élevées. Cela permet également de négliger la quantité de mouvement apportée par la poudre dans le métal liquide. La vitesse de l'interface $u_{L/G}$ (1.15) dépend d'une part, de la vitesse u calculée par les équations de Navier-Stokes, et d'autre part, de la vitesse u_p due à l'apport de matière (1.16). Cette vitesse dépend directement de Q_p , la distribution massique gaussienne du débit de poudre à la surface du bain, positionnée à 4 mm de la sortie de la buse. Cette distribution est décrite par une fonction gaussienne dont les paramètres N_p et r_p ont été évalués expérimentalement ($N_p = 5$, $r_p = 2,2 \text{ mm}$). Apparaissent également le débit massique de poudre D_m et le rendement d'interaction η_p entre le jet et le bain. La comparaison entre un calcul analytique et des données expérimentales pour différentes longueurs de bain a permis d'évaluer η_p entre 50 et 80 % selon le matériau projeté.

$$\vec{n} \cdot \vec{u}_{L/G} = \vec{n} \cdot \vec{u} + \vec{n} \cdot \vec{u}_p \quad (1.15) \quad \vec{u}_p = \frac{Q_p(x, y)}{\rho_{S/L}} \cdot \vec{k} \quad (1.16)$$

Les équations (1.6) et (1.11) font apparaître un paramètre X_0 qui permet de positionner la buse, c'est-à-dire l'apport d'énergie et de matière, selon l'axe x , par rapport au domaine de calcul.

Pour les conditions initiales, la pression relative dans le domaine où sont résolues les équations de Navier-Stokes est nulle et le fluide se déplace à une vitesse initiale $-V_S \cdot \vec{j}$. Le reste du domaine de calcul, où seule l'équation de la chaleur est résolue, se voit appliquer une vitesse de défilement constante $-V_S \cdot \vec{j}$. Enfin, le substrat est à température ambiante $T = T_0$.

3 Résultats et discussions

Le maillage optimisé est composé d'éléments d'une taille maximale de 40 μm en surface et 80 μm dans le domaine où sont traités les trois problèmes ; cette taille est multipliée par dix pour

le domaine où seul le problème thermique est traité. Le solveur PARDISO est utilisé pour résoudre le problème linéaire et le solveur α -généralisé pour le problème temporel. En définissant des interpolations linéaires, le problème composé de 150917 éléments tétraédriques représente 265675 degrés de liberté. Les calculs sont effectués avec 8 cœurs logiques cadencés à 3,33 GHz, sur une station disposant d'une mémoire RAM de 96 Go. En partant d'un substrat initial froid, le temps nécessaire à la formation puis à la stabilisation des dimensions du bain liquide est d'environ 2 mois. Les résultats numériques présentés dans cette partie montrent les solutions quasi-stationnaires des champs de température et de vitesse dans le bain liquide obtenues pour un faisceau laser gaussien d'une puissance P_{laser} de 400 W, une vitesse d'avance V_s de $0,4 \text{ m}\cdot\text{min}^{-1}$ et un débit massique de poudre D_m de $2 \text{ g}\cdot\text{min}^{-1}$. Nous présentons les résultats associés à l'alliage Ti-6Al-4V, puis ceux de l'acier 316L.

La Figure 3 présente le champ de température et la forme de bain obtenus sur le maillage déformé. On peut distinctement voir la forme du dépôt solidifié qui résulte de l'apport de matière dans le bain liquide. Cette figure montre également que la zone la plus chaude se situe logiquement sous le faisceau laser. La distribution gaussienne fait que l'énergie est concentrée sur une très petite surface et la température locale est alors élevée, tout en restant inférieure à la température de vaporisation ($T_v = 3520 \text{ K}$). Les gradients thermiques à proximité de ce point chaud sont également très forts et les écoulements thermocapillaires propulsent la matière vers la périphérie et l'arrière du bain à des vitesses de l'ordre de $0,8$ à $1,4 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ (Figure 4).

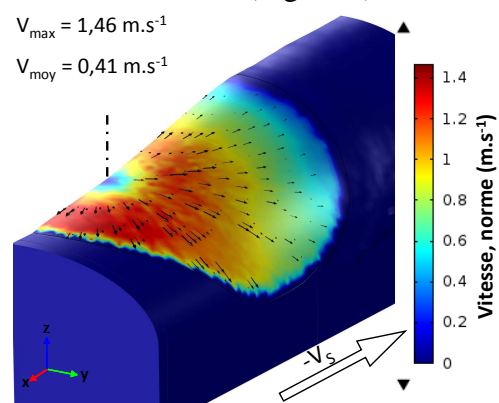
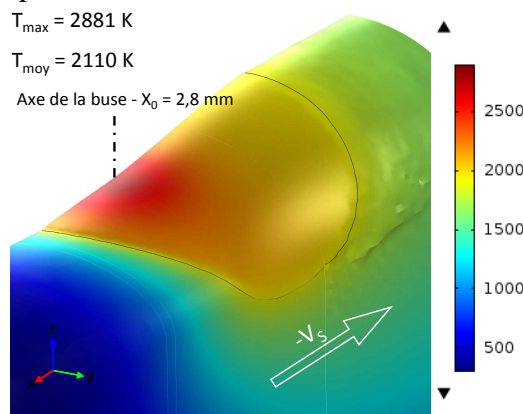


Figure 3 : Champ de température à la surface du substrat (alliage Ti-6Al-4V)

Figure 4 : Champ de vitesse à la surface du substrat (alliage Ti-6Al-4V)

Les principales caractéristiques qui différencient les deux matériaux sont leur masse volumique (1,8 fois supérieure pour l'acier inoxydable 316L), et leur tension superficielle. Celle de l'alliage de titane décroît linéairement avec la température alors que celle de l'acier inoxydable 316L décrit une forme parabolique. Dans ce cas, le changement de signe de la dérivée de la tension superficielle par rapport à la température induit une inversion du sens de l'écoulement thermocapillaire par rapport aux gradients thermiques de surface. Cette tension superficielle dépend donc de la température mais aussi d'un paramètre a_k , correspondant à l'activité équivalente des éléments tensioactifs présents à la surface du bain liquide. La température à laquelle opère le changement de signe du coefficient thermocapillaire est évaluée à 2022 K pour une activité en soufre équivalente de 110 ppm .

En dessous de cette température, le coefficient thermocapillaire est de signe positif, sinon il est de signe négatif. Les effets de cette inversion sont nettement visibles sur le champ de température (Figure 5) et sur le champ de vitesse (Figure 6) à l'intérieur du bain liquide. Sous le faisceau laser

et dans sa périphérie proche, le niveau de température est supérieur à la température d'inversion, l'écoulement de surface s'effectue alors vers l'extérieur du bain. En périphérie de la zone fondue, la température de surface est inférieure à la température d'inversion. L'écoulement de surface est orienté en direction du point le plus chaud, sous le faisceau laser. La rencontre de ces deux écoulements fait plonger le métal liquide dans la profondeur du bain et forme la démarcation entre la cellule de convection interne et la cellule de convection externe (Figure 6). Ce plongement entraîne l'énergie dans le fond du bain et l'on constate que le bain liquide est beaucoup moins étalé sur le substrat qu'avec l'alliage de titane Ti-6Al-4V (Tableau 2).

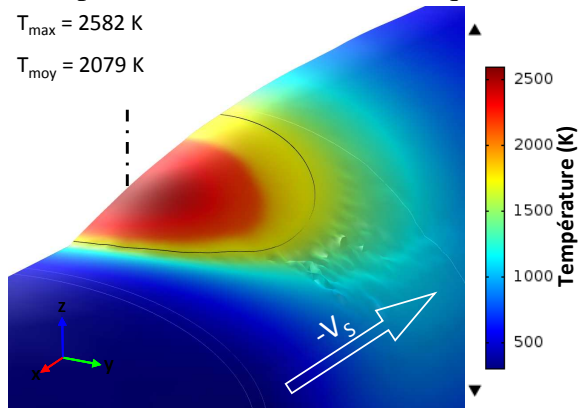


Figure 5 – Champ de température à la surface du substrat (acier 316L)

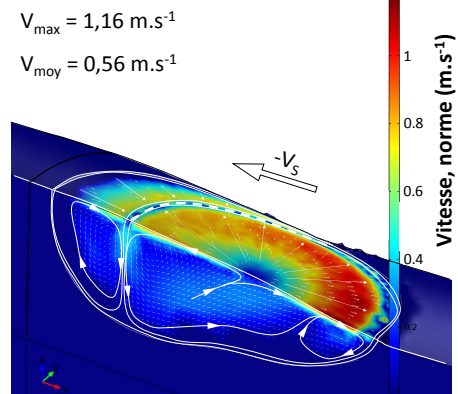


Figure 6 – Champ de vitesse à la surface du substrat (acier 316L)

D'un point de vue thermique, les températures moyennes de surface sont relativement proches pour les deux matériaux alors que la température maximale est supérieure de 300 K dans le cas de l'alliage Ti-6Al-4V (Tableau 2). Cela s'explique par un coefficient d'absorptivité supérieur pour l'alliage de titane, pour des diffusivités thermiques relativement proches (Tableau 1). Par ailleurs, les dimensions du bain liquide obtenues pour l'acier inoxydable sont bien inférieures à celles de l'alliage de titane. Cette différence s'explique, en partie, par une plus grande capacité thermique de l'acier 316L, de 40 % supérieure à celle de l'alliage de titane. Cependant, les phénomènes hydrodynamiques jouent également un rôle non négligeable dans la forme des bains, d'autant plus que les coefficients thermocapillaires sont très différents pour les deux matériaux.

	T_{max}/T_{moy} (K)	V_{max}/V_{moy} (m.s ⁻¹)	Longueur bain (mm)	Hauteur dépôt (mm)	Pénétration (mm)
Ti-6Al-4V	2881 / 2110	1,46 / 0,42	2,42	0,35	0,27 / 0,58
316L	2582 / 2079	1,16 / 0,56	1,28	0,2	0,28 / 0,14

Tableau 2 : Caractéristiques des bains liquides calculés à l'aide du modèle 3D selon le matériau (valeurs max. et moy. données pour la surface du bain ; paramètres opératoires identiques ; la première valeur de profondeur de pénétration est celle mesurée sur le plan de symétrie, la seconde est celle vue latéralement)

A titre indicatif, des mesures de vitesses ont été effectuées par caméra rapide en suivant le déplacement des particules non fondues à la surface du bain liquide. La valeur moyenne mesurée pour l'alliage Ti-6Al-4V est de 0,5 m.s⁻¹, ce qui est tout à fait comparable avec la valeur moyenne calculée par le modèle de 0,4 m.s⁻¹ pour une configuration opératoire identique. Pour ce même cas, la température en surface a été mesurée à l'aide d'un dispositif pyrométrique [10]. La valeur maximale mesurée est d'environ 2700 K, pour une valeur calculée de 2900 K. Enfin, des comparaisons ont été faites entre les tailles de bain mesurées par caméra rapide et le modèle 3D.

En termes de longueur et hauteur totale de zone fondue ainsi que la hauteur du dépôt, les résultats sont tout à fait satisfaisants, aux incertitudes près.

Conclusion

Ce travail présente les résultats numériques issus de la modélisation 3D thermohydraulique du dépôt de matière sur substrat mince dans le cadre de la Fabrication Directe par Projection Laser. L'étude a permis de comparer l'effet des propriétés matériaux sur le bain liquide (température, vitesse, dimensions) entre un alliage de titane Ti-6Al-4V et un acier inoxydable 316L. Les différences observées sont principalement liées au coefficient thermocapillaire. Ce dernier joue un rôle essentiel dans la redistribution de l'énergie dans le bain liquide et conditionne fortement la forme de ce dernier. Bien que ce modèle 3D repose sur des hypothèses simplificatrices, les premières comparaisons avec les données expérimentales sont encourageantes. D'autres pistes restent encore à explorer afin d'optimiser les temps de calcul. Cela permettra par la suite une analyse plus fine de l'effet des propriétés thermophysiques. L'évolution du modèle 3D permettra de réaliser des dépôts multicouches pour faire apparaître les ondulations latérales et ainsi appréhender la problématique de l'état de surface.

Références

- [1] M. Alimardani, V. Fallah, M. Iravani-Tabrizipour, A. Khajepour, Surface finish in laser solid freeform fabrication of an AISI 303L stainless steel thin wall, *Journal of Materials Processing Technology*. 212 (2012) 113-119.
- [2] M. Gharbi, P. Peyre, C. Gorny, M. Carin, S. Morville, R. Fabbro, Influence of various process conditions on surface finishes induced by the direct metal deposition laser technique on a Ti-6Al-4 V alloy, *Journal of Materials Processing Technology*. (doi/10.1016/j.jmatprotec.2012.22.015).
- [3] S. Morville, M. Carin, P. Peyre, M. Gharbi, D. Carron, P. Le Masson, et al., 2D longitudinal modeling of heat transfer and fluid flow during multilayered direct laser metal deposition process, *Journal of Laser Applications*. 24 (2012) 032008-032008-9.
- [4] X. He, J. Mazumder, Transport phenomena during direct metal deposition, *J. Appl. Phys.* 101 (2007) 053113-9.
- [5] A. Kumar, S. Roy, Effect of three-dimensional melt pool convection on process characteristics during laser cladding, *Computational Materials Science*. 46 (2009) 495-506.
- [6] S. Wen, Y.C. Shin, Modeling of transport phenomena in direct laser deposition of metal matrix composite, *International Journal of Heat and Mass Transfer*. 54 (2011) 5319-5326.
- [7] C.W. Hirt, A.A. Amsden, J.L. Cook, An arbitrary Lagrangian-Eulerian computing method for all flow speeds, *Journal of Computational Physics*. 14 (1974) 227-253.
- [8] Comsol Multiphysics user's guide, version 4.3a, (2012).
- [9] P. Sahoo, T. DebRoy, M.J. McNallan, Surface tension of binary metal—surface active solute systems under conditions relevant to welding metallurgy, *Metallurgical and Materials Transactions B*. 19 (1988) 483-491.
- [10] S. Morville, Modélisation thermohydraulique du procédé de Fabrication Directe par Projection Laser en vue d'améliorer l'état de surface, PhD Thesis, Université de Bretagne-Sud, France, 2012.
- [11] M. Muller, R. Fabbro, H. El-Rabii, K. Hirano, Temperature measurement of laser heated metals in highly oxidizing environment using 2D single-band and spectral pyrometry, *Journal of Laser Applications*. 24 (2012) 022006-022006-11.

Remerciements

Ce travail est financé par l'Agence Nationale de la Recherche (ANR) à travers le projet ASPECT référencé ANR-09-BLAN-0014-02.