

Modélisation du procédé de fabrication directe par projection laser à l'aide d'une méthode sans maillage

B. ABBÈS^a, F. ABBÈS^b, Y.M. LI^c, T. ANEDAF^d

a. GRESPI, Université de Reims Champagne-Ardenne, France, boussad.abbes@univ-reims.fr

b. GRESPI, Université de Reims Champagne-Ardenne, France, fazilay.abbes@univ-reims.fr

c. GRESPI, Université de Reims Champagne-Ardenne, France, yuming.li@univ-reims.fr

d. GRESPI, Université de Reims Champagne-Ardenne, France, tahar.anedaf@etudiant.univ-reims.fr

Résumé :

Un modèle numérique 3D simplifié a été implémenté dans le logiciel NoGrid-points basé sur la méthode sans maillage Finite PointSet Method (FPM) pour prédire la distribution de température induites par le procédé LMD sur un alliage de titane. Les résultats numériques obtenus avec NoGrid-points pour la construction d'un cordon multicouche ont été comparés avec succès aux données expérimentales issues de la littérature. Nous avons également simulé la construction d'un tube cylindrique pour analyser l'évolution de la température en fonction du nombre de couches déposées.

Abstract:

A simplified 3D numerical model was implemented in NoGrid-points software based on the meshless method Finite PointSet Method (FPM) to predict the temperature distribution induced by the LMD process on a titanium alloy. The numerical results obtained with NoGrid-points for the construction of a multilayer bead have been successfully compared with experimental data from the literature. We also simulated the construction of a cylindrical tube to analyze the evolution of the temperature as a function of the number of deposited layers.

Mots clefs : Fabrication additive, fabrication directe par projection laser ; méthode sans maillage ; modélisation

1 Introduction

La fabrication directe de pièces métalliques par projection laser (LMD : Laser Metal Deposition) est un procédé de fabrication additive qui permet de réaliser des pièces métalliques de formes complexes. Il consiste à faire fondre une poudre métallique au moyen de l'énergie thermique fournie par un faisceau laser de haute puissance. Le processus LMD dépend de plusieurs paramètres, notamment la puissance du laser, la vitesse de dépôt et le débit de poudre. Il est nécessaire de mieux maîtriser le processus de fabrication afin d'étudier l'influence des paramètres opératoires sur les caractéristiques finales de ces

pièces et de les optimiser. Il apparaît dès lors indispensable de mieux comprendre les mécanismes complexes qui sont en jeu lors de la réalisation des pièces. La finalité, ensuite, est d'obtenir des pièces fonctionnelles dès la fin du processus de fabrication additive. La modélisation numérique a un rôle important à jouer face à ces défis, en comparaison avec son rôle dans d'autres procédés de fabrication. L'une des premières simulations appliquée aux procédés additifs porte sur le traitement laser de surface avec rechargement a été proposée par Picasso et Hoadley [1], qui est une évolution du modèle thermique proposé par Hoadley et Rappaz [2]. Han et al. [3] ont également proposé un modèle de rechargement laser d'un substrat d'acier 304L avec une poudre de même nature en utilisant la méthode Level-Set pour suivre la position de la surface libre. D'autres modèles analytiques et numériques plus complexes ont été ensuite proposés par différentes équipes [4-6]. Morville et al. [7] ont proposé un modèle plus évolué qui permet de suivre explicitement la forme dynamique de la surface libre en utilisant une méthode ALE. Cependant, les temps de calculs étaient trop importants ne permettant pas une utilisation à grande échelle. Récemment, Peyre et al. [8] et Arrizubieta et al. [9] ont proposé des modèles simplifiés en ne tenant compte que du modèle thermique avec un déplacement de la surface libre dépendant du débit de poudre avec des temps de calculs beaucoup plus raisonnables.

Nous proposons dans cette étude, un modèle numérique 3D simplifié basé sur la méthode sans maillage Finite PointSet Method (FPM) pour prédire la distribution des températures induites par le procédé LMD. Les résultats numériques obtenus avec le modèle proposé sont comparés aux données expérimentales et numériques issues de la littérature.

2 Simulation numérique du procédé LMD

2.1 Modèle théorique

Le matériau dans le bain fondu est supposé homogène continue et isotrope [10]. Le modèle développé est basé sur les équations de conservations de la masse, de la quantité de mouvement et d'énergie suivantes :

$$\begin{aligned} \frac{d\rho(T)}{dt} + \nabla \cdot (\rho(T) \mathbf{v}) &= 0 \\ \frac{d}{dt}(\rho \mathbf{v}) &= -\nabla p + \nabla \cdot \mathbf{s} + \rho \mathbf{g} \\ \frac{d}{dt}(\rho(T) \bar{C}_p(T) T) &= \nabla \cdot (\lambda(T) \nabla T) \end{aligned} \quad (1)$$

où \mathbf{v} est le vecteur vitesse, $\rho(T)$ est la masse volumique dépendant de la température T , \mathbf{g} l'accélération de la pesanteur, $\mathbf{s} = \eta(T) [(\nabla \mathbf{v}) + (\nabla \mathbf{v})^T]$ est le tenseur déviateur des contraintes, $\eta(T)$ est la viscosité dépendant de la température, $\lambda(T)$ est la conductivité thermique dépendant de la température et $\bar{C}_p(T)$ est la chaleur spécifique définie par l'équation suivante :

$$\bar{C}_p(T) = C_p(T) + \frac{\Delta H_m}{\sqrt{\pi(T_L - T_s)^2}} \exp\left(-\frac{(T - T_m)^2}{(T_L - T_s)^2}\right) \quad (2)$$

où $T_m = (T_L + T_s)/2$ est la température de fusion du matériau, T_L et T_s sont respectivement les températures du Liquidus et du Solidus, et ΔH_m est la chaleur latente de fusion.

Pour que le champ de vitesse dans la phase solide soit nul, la viscosité est définie en fonction de la fraction liquide f_l telle que :

$$\begin{aligned}\eta(T) &= \eta_l(T) f_l + \eta_s (1 - f_l) \\ f_l &= 1 / \left(1 + \exp(-0.13(T - T_L)) \right)\end{aligned}\quad (3)$$

où $\eta_l(T)$ est la viscosité du métal fondu et η_s est un terme de pénalisation (10^3 - 10^4 Pa.s) qui ne représente pas nécessairement la viscosité du métal solide.

L'apport de matière dans le bain fondu est modélisé par une condition aux limites sur la surface libre dans la direction d'apport de matière (z). Cette condition est représentée par une vitesse $V_z(x,y)$ qui dépend du débit massique effectif de poudre D_m tel que [8, 10] :

$$V_z(x,y) = \frac{D_m}{\rho \pi R^2} \left(1 - \left(\frac{x^2 + y^2}{R^2} \right) \right)^{1/2} \quad \text{pour } (x^2 + y^2) \leq R \quad (4)$$

où R est le rayon du jet de poudre.

Les conditions aux limites thermiques suivantes sont appliquées sur le bord extérieur du domaine :

$$q = -\lambda(T) \frac{\partial T}{\partial \mathbf{n}} = \delta_{ij} \frac{\alpha \cos \theta}{\pi R_0^2} P_{laser} - h_c (T - T_\infty) - \varepsilon \sigma (T^4 - T_\infty^4) \quad (5)$$

où δ_{ij} est le symbole de Kronecker qui vaut 1 sur la surface libre et 0 ailleurs, P_{laser} est la puissance du faisceau laser, θ est l'angle d'incidence par rapport à la normale à la surface \mathbf{n} , R_0 est le rayon du laser, α est l'absorptivité du matériau, h_c est le coefficient d'échange convectif, ε est l'émissivité, σ est la constante de Stefan-Boltzmann et T_∞ est la température ambiante.

2.2 Résolution par la méthode sans maillage FPM

Les équations (1) sont résolues à l'aide de la méthode sans maillage FPM, dans laquelle les équations de conservations sont approximées sous leur forme différentielle (forme forte) à l'aide d'approximations par différences finies. Cette méthode utilisant des particules lagrangiennes a été initialement proposée par Oñate et al. [11] pour traiter les problèmes de mécanique des fluides. La technique FPM adopte la méthode des moindres carrés mobiles (MLS : *Moving Least Squares*) [12] pour reconstruire une fonction à partir de valeurs données en un nombre fini de particules dispersées (*Pointset*), qui se déplacent avec la vitesse du fluide et transportent toutes les informations nécessaires à la discrétisation et à la résolution des équations de mécanique des fluides. Cela revient à trouver les paramètres \mathbf{a} du polynôme local $p(\mathbf{x}, \mathbf{x}_i)$ qui minimise la distance $d(\mathbf{a})$ entre les valeurs aux points discrets \mathbf{x}_i et les valeurs approximées sur la fonction f (masse volumique, pression, vitesse...) tel que :

$$d(\mathbf{a}) = \sum_{i=1}^n w(\mathbf{x} - \mathbf{x}_i) (f_i - p(\mathbf{x}, \mathbf{x}_i))^2 \quad (6)$$

où la fonction de pondération $w(\mathbf{x} - \mathbf{x}_i)$ est une gaussienne définie sous la forme suivante :

$$w(\mathbf{x} - \mathbf{x}_i; h) = \begin{cases} \exp\left(-2 \frac{\|\mathbf{x} - \mathbf{x}_i\|^2}{h^2}\right) & \text{si } \frac{\|\mathbf{x} - \mathbf{x}_i\|}{h} \leq 1 \\ 0 & \text{sinon} \end{cases} \quad (7)$$

La taille de h définit un ensemble de points voisins autour de \mathbf{x}_i .

Les conditions aux limites de type Neumann (Eq. 5) sont ajoutées en tant que contraintes dans l'approximation aux moindres carrés mobiles. Les détails de l'implémentation de ce type de conditions

aux limites dans le cadre de la méthode FPM sont donnés dans [13-15]. La méthode FPM a été largement utilisée pour résoudre différents procédés industriels [16-17].

3 Résultats et discussion

3.1 Simulation d'un cordon multicouche

Un cordon multicouche de l'alliage de titane Ti6Al4V sur un substrat de même nature et de dimensions : $L = 62$ mm, $h = 10$ mm et $e = 2$ mm a été simulé. Un faisceau laser de diamètre $D_0 = 1.7$ mm et une vitesse de balayage $V_s = 200$ mm/min, ainsi qu'un débit massique de poudre $D_m = 2.5$ g/min ont été utilisés. Deux simulations différentes ont été réalisées en considérant deux puissances laser $P_{laser} = 400$ W et 600 W avec une temporisation de 10 s entre le dépôt de deux couches successives, ce qui permet de stabiliser la croissance des couches. Les paramètres matériaux nécessaires à la simulation numérique sont issus de Boivineau et al. [18].

Afin de valider notre modèle, nous avons représenté sur la figure 1 l'évolution de la température dans la partie centrale du substrat à un emplacement situé sur la paroi latérale (y) et sous la surface supérieure du substrat initial à $x = 31$ mm et $z = 3$ mm. Le point considéré subit des cycles thermiques que nous avons comparés avec les résultats expérimentaux et numériques obtenus par la méthode des éléments finis issus des travaux de Peyre et al. [8]. Ces résultats montrent que la méthode FPM capture bien ces cycles avec une légère sous-estimation des pics de températures pour la puissance laser de 600 W. Nous remarquons également quelques écarts entre notre modèle et celui de Peyre et al. [8], qui sont dus à la prise en compte de l'écoulement du fluide dans notre cas. En effet, l'écoulement dans le bain fondu améliore le brassage de celui-ci et permet de diminuer la température en comparaison au calcul uniquement thermique de Peyre et al. [8] qui lui surestime la température.

La Figure 2 montre la distribution de la température obtenu par notre modèle au cours du dépôt de la 4^{ème} couche pour $P_{laser} = 600$ W. La forme des isothermes n'est pas symétrique par rapport au centre du faisceau en raison du déplacement du faisceau laser. Nous observons une région liquide sous le centre du faisceau avec un décalage vers l'arrière du bain fondu et l'épaisseur de ce bain diminue dans la direction du balayage du faisceau laser.

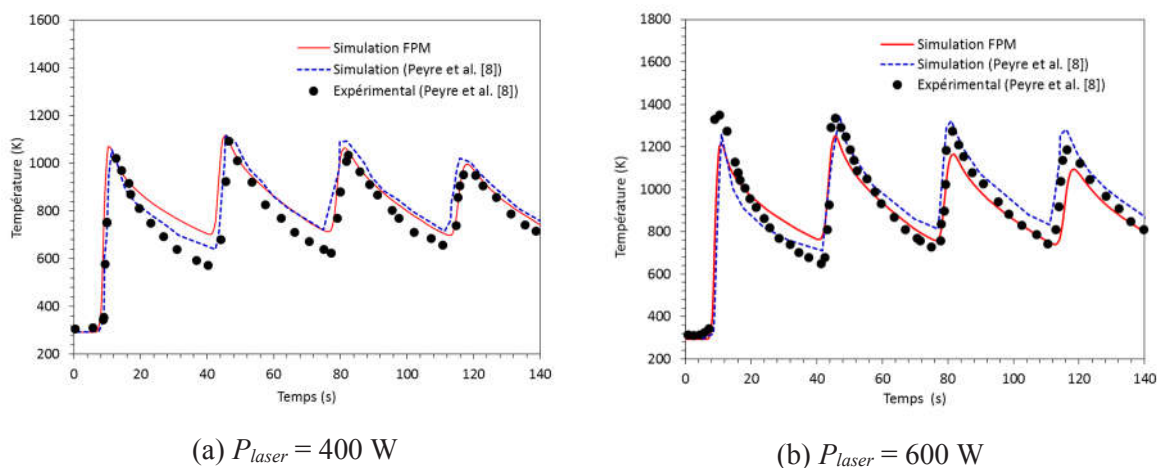


Figure 1 : Comparaison de l'évolution de la température simulés et mesurés expérimentalement à une position ($x = 31$ mm, $z = 3$ mm) sous la surface supérieure du substrat pour $V_s = 200$ mm/min : (a) $P_{laser} = 400$ W et (b) $P_{laser} = 600$ W.

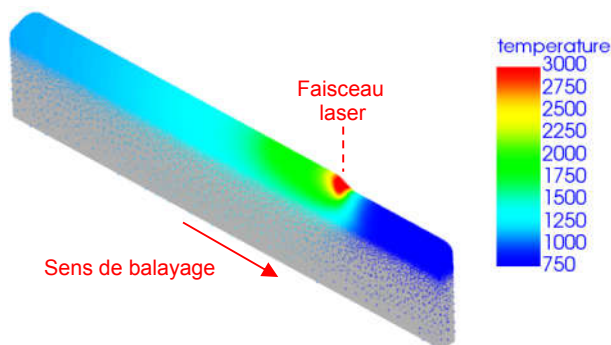


Figure 2 : Champ de températures au cours du dépôt de la 4^{ème} couche pour $V_s = 200$ mm/min et $P_{laser} = 600$ W.

3.2 Simulation de la construction d'un tube cylindrique

A l'aide du modèle proposé, nous avons réalisé la simulation de la construction d'un tube cylindrique de 10 mm de diamètre et de 1 mm d'épaisseur par le dépôt de 30 couches à raison d'une couche par seconde. Nous avons utilisé les mêmes propriétés que l'exemple précédent.

La figure 3 montre le bain fondu correspondant à la fraction liquide et le champ de températures après le dépôt de 15 et 30 couches, respectivement. Nous pouvons voir que la taille du bain fondu augmente avec le nombre de couches déposées. En effet, au fur et à mesure du passage du faisceau laser, la couche inférieure n'a pas le temps de se refroidir. En outre, la forme des isothermes n'est pas symétrique par rapport au centre du faisceau en raison du balayage du faisceau qui est dans le sens trigonométrique.

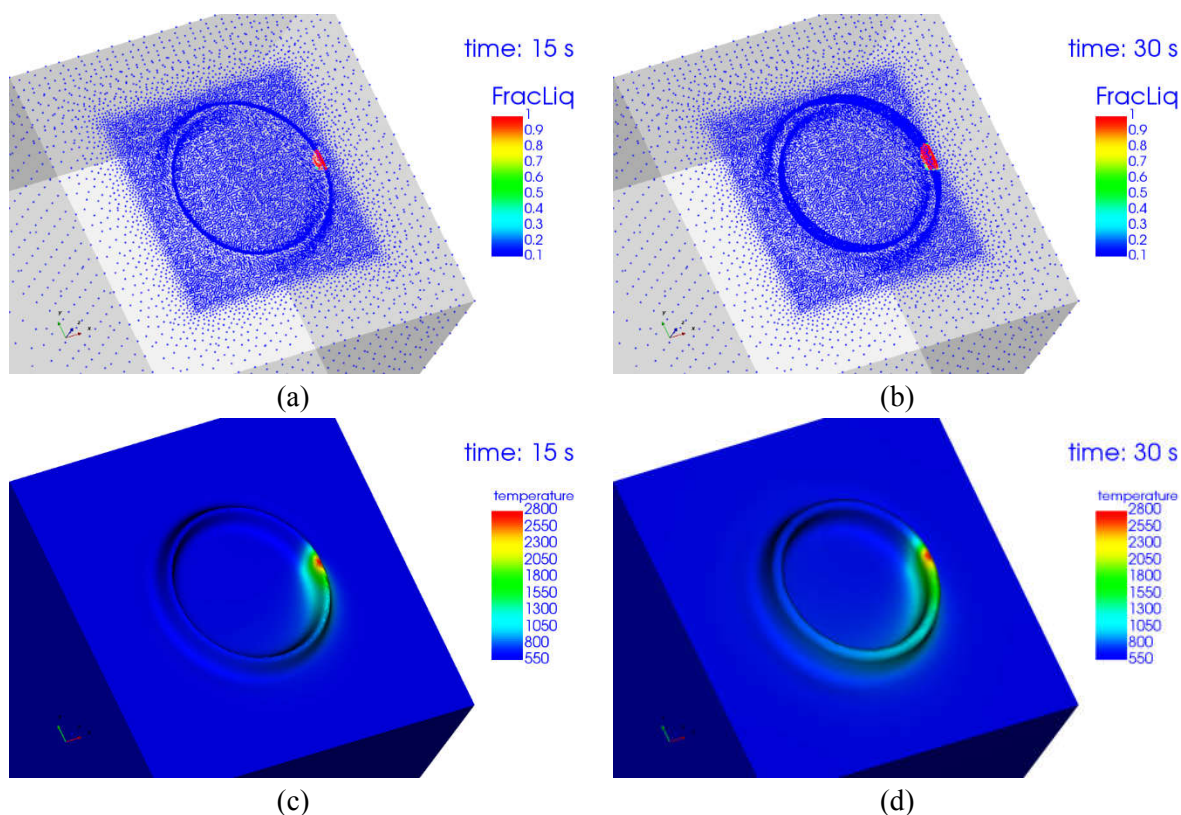


Figure 3 : Fraction liquide (a-b) et champ de températures (c-d) après le dépôt de 15 et 30 couches.

La figure 4 montre l'évolution de la température en trois points du substrat : au centre ($x = 0$), au niveau de la paroi ($x = 2.5$ mm) et loin de la paroi du cylindre ($x = 5$ mm). L'augmentation de la température

au centre et loin de la paroi du cylindre est quasi-monotone, mais elle est légèrement moins élevée loin de la paroi à cause des déperditions thermiques sur les bords du substrat. Au centre du cylindre, nous observons des cycles thermiques dont l'amplitude diminue quand le nombre de couches augmente, car l'effet du faisceau laser sur les couches inférieures diminue.

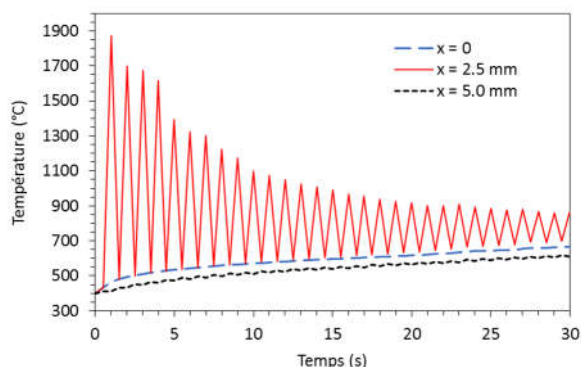


Figure 4 : Evolution de la température sur le substrat : au centre ($x = 0$), au niveau de la paroi ($x = 2.5$ mm) et loin de la paroi du cylindre ($x = 5$ mm).

4 Conclusions

Pour simuler le procédé LMD (Laser Metal Deposition), nous avons proposé un modèle numérique 3D. Les équations de conservations de la masse, de la quantité de mouvement et d'énergie ont été résolues à l'aide de la méthode sans maillage FPM (Finite PointSet Method) implémentée dans le logiciel NoGrid-points. L'intérêt de cette méthode est de s'affranchir de la gestion d'un maillage (distorsion du maillage, remaillage...) et de la surface libre, qui est naturellement décrite dans cette approche. L'apport de matière dans le bain fondu est décrit par une condition aux limites simplifiée permettant le mouvement de la surface libre. Les résultats numériques obtenus par notre approche ont été comparés avec succès aux données numériques et expérimentales issues de la littérature.

Remerciements

Ce travail fait partie du programme de recherche «MOFASSAL» soutenu par l'Union européenne, le FEDER et la Région Grand Est. Leur soutien est fortement apprécié.

Références

- [1] M. Picasso, A.F.A. Hoadley, Finite element simulation of laser surface treatments including convection in the melt pool, *International Journal of Numerical Methods for Heat & Fluid Flow* (1994) 61–83.
- [2] A.F.A. Hoadley, M. Rappaz, A thermal model of laser cladding by powder injection, *MTB* (1992) 631–642.
- [3] L. Han, K. Phatak, F. Liou, Modeling of laser cladding with powder injection, *Metallurgical and Materials Transactions B* 35 (2004) 1139–1150.
- [4] X. He, G. Yu, J. Mazumder, Temperature and composition profile during doubletrack laser cladding of H13 tool steel, *Journal of Physics D: Applied Physics* 015502 (2010).
- [5] S.Y. Wen, Y.C. Shin, Comprehensive predictive modeling and parametric analysis of multitrack direct laser deposition processes, *Journal of Laser Applications* 022003 (2011).

- [6] P. Peyre, P. Aubry, R. Fabbro, R. Neveu, A. Longuet, Analytical and numerical modelling of the direct metal deposition laser process, *Journal of Physics D: Applied Physics*, 025403 (2008).
- [7] S. Morville, M. Carin, P. Peyre, M. Gharbi, D. Carron, P. Le Masson, R. Fabbro, 2D longitudinal modeling of heat transfer and fluid flow during multilayered direct laser metal deposition process, *Journal of Laser Applications*, 032008 (2012).
- [8] P. Peyre, M. Dal, S. Pouzet, O. Castelneau, Simplified numerical model for the laser metal deposition additive manufacturing process, *Journal of Laser Applications*, 022304 (2017).
- [9] J.I. Arrizubieta, A. Lamikiz, M. Cortina, E. Ukar, A. Alberdi, Hardness, grainsize and porosity formation prediction on the Laser Metal Deposition of AISI 304 stainless steel, *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 135 (2018) 53–64.
- [10] A. Pinkerton, L. Lin, Modelling the geometry of a moving laser melt pool and deposition track via energy and mass balances, *Journal of Physics D: Applied Physics* 37 (2004) 1885–1895.
- [11] E. Oñate, S.R. Idelsohn, O.C. Zienkiewicz, R.L. Taylor, A finite point method in computational mechanics to convective transport and fluid flow, *International Journal for Numerical Methods in Engineering* (1996) 3839–3866.
- [12] G.A. Dilts, Moving-least-squares-particle hydrodynamics – I. Consistency and stability, *International Journal for Numerical Methods in Engineering* (1999) 1115–1155.
- [13] S. Tiwari, J. Kuhnert, Grid free method for solving Poisson equation, preprint, *Berichte des Fraunhofer ITWM, Kaiserslautern, Germany, Nr. 25* (2001).
- [14] Tiwari S., Kuhnert J., A Numerical Scheme for Solving Incompressible and Low Mach Number Flows by the Finite Pointset Method. In: Griebel M., Schweitzer M.A. (eds) *Meshfree Methods for Partial Differential Equations II. Lecture Notes in Computational Science and Engineering*, Vol 43 (2005) Springer, Berlin, Heidelberg.
- [15] Reséndiz-Flores, E.O., Saucedo-Zendejo, F.R., Two-dimensional numerical simulation of heat transfer with moving heat source in welding using the Finite Pointset Method, *International Journal of Heat and Mass Transfer* 90 (2015) 239–245
- [16] E. Uhlmann, R. Gerstenberger, J. Kuhnert, Cutting Simulation with the Meshfree Finite Pointset Method, *Procedia CIRP* (2013) 391–396.
- [17] H. Abdessalam, B. Abbès, Y.M. Li, Y.Q. Guo, E. Kwassi, J.L. Romain, Parameter identification and computational simulation of polyurethane foaming process by finite pointset method, *International Journal of Material Forming* (2016) 85–100.
- [18] M. Boivineau, C. Cagran, D. Doytier, V. Eyraud, M.-H. Nadal, B. Wilthan, Thermophysical Properties of Solid and Liquid Ti-6Al-4V (TA6V) Alloy, *International Journal of Thermophysics* (2006) 507–529.