

# Simulation thermomécanique de l'apparition des défauts géométriques sur des pièces produites en fabrication additive EBM

Soukaina Ghaoui<sup>1\*</sup>, Yann Ledoux<sup>1</sup>, Alex BALLU<sup>1</sup>, Andrzej KUSIAK<sup>1</sup>,  
Matthieu Museau<sup>2</sup>, François Villeneuve<sup>2</sup>

<sup>1</sup> Univ. Bordeaux, I2M, UMR 5295, F-33400 Talence, France

<sup>2</sup> Univ. Grenoble Alpes, CNRS, Grenoble INP, G-SCOP, F-38000 Grenoble, France

\*(auteur correspondant : soukaina.ghaoui@u-bordeaux.fr)

## Résumé :

*La qualité géométrique des pièces produites par le procédé EBM (Electron Beam Melting) dépend de l'interaction entre différents phénomènes thermiques, physiques et mécaniques durant la fabrication. La modélisation numérique de ces phénomènes reste un bon moyen pour prédire les défauts géométriques des pièces fabriquées. Ainsi, le présent travail a pour but de simuler le défaut géométrique appelé « perte de bords » sur une géométrie de pièce en surplomb. Un modèle thermique permet d'estimer les champs thermiques résultants du déplacement du faisceau d'électrons sur les couches de poudre, les distorsions géométriques d'origine thermique sont par la suite calculées dans le modèle mécanique et comparées qualitativement aux défauts mesurés sur une pièce produite.*

## Abstract:

*During EBM process, the interaction between different thermal, physical and mechanical phenomena can lead to non-negligible geometrical distortions in the produced parts. The prediction of these distortions can be achieved by numerical simulation. Thus, a thermal finite element model has been developed to estimate the temperature evolution during the manufacturing of an overhang part. The temperature field is then used to predict the defect called "Side loss". The shape of the defect simulated is comparable to the defects observed on produced parts.*

## Mots clefs : Mots clefs

*EBM, simulation thermomécanique, défauts géométriques, perte de bords*

## 1 Introduction

Le procédé EBM (Electron Beam Melting) fait partie des procédés de fabrication additive métallique, où l'énergie thermique apportée par un faisceau d'électrons fait fondre des zones spécifiques dans un lit de poudre suivant des couches de faible épaisseur jusqu'à l'obtention de la géométrie désirée : Le faisceau d'électrons est généré grâce à un filament de Tungstène chauffé [1] à des températures entre 1900°K et 2200°K [2], et accéléré à une tension de 60kV [2] [3] [4]. La position du faisceau est contrôlée via une bobine de déflexion, son intensité est pilotée par une bobine de focalisation [4][2] qui en variant l'intensité fait varier en conséquence la taille du faisceau [4]. Durant la fabrication, la chambre est maintenue sous vide ([2], [3], [5]) d'environ  $10^{-4}$  à  $10^{-5}$  mbar [6] [2], dans le but de garantir le bon fonctionnement du faisceau et d'éviter l'oxydation du lit de poudre. Pour une couche donnée, le lit de poudre est préalablement chauffé à une température d'environ 750°C dans le cas du TA6V [4], la couche de poudre est ainsi consolidée et plus conductrice, elle subit alors moins de déformations lors de la phase de fusion correspondant au deuxième passage du faisceau.

Contrairement à d'autres procédés de fabrication additive, la nature du procédé EBM permet la fabrication des pièces complètement denses [5] [6] sans risques d'effondrement des couches de poudre préalablement déposées. Des défauts de différentes natures peuvent néanmoins apparaître sur les pièces ainsi fabriquées. On peut retrouver des défauts géométriques et dimensionnels, des défauts d'état de surface, des problèmes de microstructure ou encore des propriétés mécaniques dégradées [7]. Dans notre étude, nous nous focalisons sur les défauts géométriques et dimensionnels d'origine thermomécanique (figure 1) et plus précisément le défaut appelé : perte de bords survenant dans le cas de pièces denses avec des géométries en surplomb. Ce défaut peut être défini comme une rétraction de matière tout au long des bords des pièces possédant des volumes en surplomb (Figure 1) suite au dépôt successif des couches fusionnées sur la poudre consolidée [5] [8].

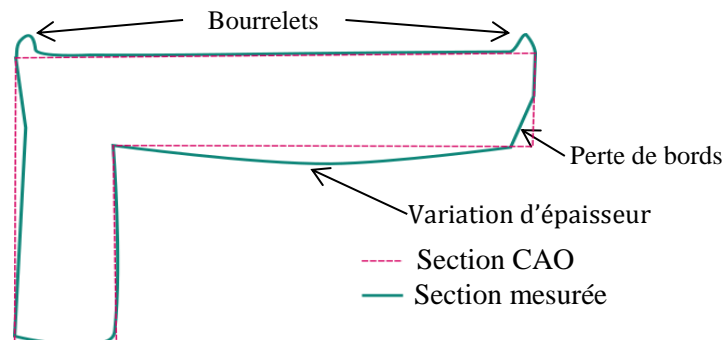


Figure 1 : Schématisation des défauts géométriques pour les pièces en surplomb

Pour comprendre les origines d'apparition ainsi que les conditions de fabrication suivant lesquelles la perte de bords apparaît, plusieurs lots de pièces avec des volumes en surplomb ont été fabriqués. Des mesures réalisées avec différents équipements (MMT, Rugosimètre 3D et scanner 3D optique) font toujours apparaître ces types de défaut sur les pièces avec des amplitudes comparables.

Le présent travail a pour but d'étudier l'apparition de la « perte de bords » à travers la mise en place d'un modèle éléments finis réalisé à l'échelle de la pièce. Pour cela, un modèle thermique puis mécanique est mis en place dans lesquels la fabrication d'un mur parallélépipédique de TA6V par EBM est simulée. A partir de cette simulation, les gradients de températures sont estimés au sein du mur et les déformations d'origine thermomécanique obtenues sont comparées aux défauts géométriques constatés sur les pièces fabriquées. Cette étape servira à valider le modèle numérique mis en place.

## 2 Techniques de modélisation : état de l'art

Plusieurs techniques de modélisation de l'apport de matière lors des procédés additifs existent dans la littérature. La technique d'activation « Element birth » est la plus reconnue grâce à sa capacité à représenter correctement l'apport de matière [9]. Cette technique a été utilisée par [9] [10] [11] [12] pour modéliser le procédé de fusion sélective par laser LBM (Laser Beam Melting). [13] et [14] l'utilise respectivement pour les procédés de frittage sélectif par laser SLS (Selective Laser Sintering) et pour le procédé WAAM (Wire and Arc Additive Layer Manufacturing). Dans cette technique, un maillage contenant l'ensemble des éléments qui constituera la pièce est créé. Initialement, l'ensemble des éléments est désactivé, et en fonction de la séquence de fabrication, chacun des éléments sera activé un à un lors du passage du faisceau d'électron. Au fur et à mesure de l'activation des éléments, ceux-ci sont considérés lors du calcul de la matrice de rigidité [9] [15], ce qui est très coûteux en raison de la mise à jour répétitive des matrices de comportement durant le calcul.

Une deuxième technique appelée « quiet element » est également mise en œuvre. Dans cette approche, des propriétés thermiques et mécaniques dégradées sont attribuées aux éléments avant leur apparition lors du processus réel, les éléments acquièrent leurs propriétés réelles au fur et à mesure de

leur activation. La difficulté de cette approche réside dans le choix des valeurs des éléments non activés. Dans le cas de propriétés trop faibles, le système à résoudre devient mal conditionné [9] [15] ce qui conduit à des instabilités numériques et des problèmes de convergence. Dans le cas d'utilisation de propriétés élevées pour les éléments non existants, cela peut affecter les éléments déjà ajoutés au modèle et conduire à des solutions non représentatives des valeurs réelles.

L'ajout successif de matière au cours du temps peut aussi être modélisé avec l'approche du maillage mobile « ALE », dans laquelle les nœuds se déplacent suivant une cinématique prédéfinie [15], comme la déformation ou la vitesse d'écoulement de la matière [15] [16]. Ce type d'approche est plutôt utilisé dans le cas des simulations multi-physiques prenant en compte le couplage des différents phénomènes hydrauliques, électromagnétiques et thermiques [17] à l'échelle du bain de fusion. A cette échelle d'autres méthodes existent, les plus utilisées sont « LS method » (Level Set Method) utilisée par exemple par [18] ou l'approche « VOF » (Volume of Fluid) utilisée par [19] pour la modélisation thermique du procédé SLM.

Dans ce travail, nous avons retenu la technique « Element birth » pour modéliser l'ajout successif des couches de poudre, celle-ci est combinée à un changement de propriétés de matériau dans le but de représenter le passage de l'état de poudre à l'état liquide suivi du passage à l'état solide.

### 3 Modèle numérique

#### 3.1 Modèle géométrique

Afin de limiter les temps de calcul associés à la simulation, il est choisi de simplifier la géométrie en supposant un problème plan et symétrique par rapport au plan A (figure 2). Cela revient à supposer que la zone verticale de la pièce (désignée par B) n'a pas d'influence sur le phénomène de perte de bord. Sous ces hypothèses, uniquement une rangée d'élément (désignée par « Mur simulé » sur la Figure 2) est simulée. Le mur a ainsi une largeur de 400 $\mu$ m (taille du faisceau d'électrons), une longueur de 17.6mm (demi-longueur de la pièce) et une épaisseur de 5mm. Les distorsions à l'origine des défauts géométrique présents sur les pièces sont simulées à l'aide d'une première simulation thermique de la fabrication, suivie d'une simulation mécanique. Les caractéristiques retenues pour ces simulations sont détaillées dans les parties qui suivent.

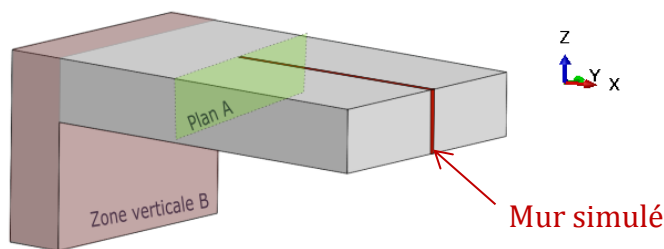


Figure 2 : Modèle géométrique

#### 3.2 Simulation thermique

L'évolution du champ thermique résultant du passage du faisceau d'électrons sur le lit de poudre repose sur une simulation thermique réalisée sur le logiciel de calcul Abaqus. Pour une couche donnée, l'ensemble des éléments constituant la couche est activé à l'état de poudre à une température de 750°C (en utilisant la technique « Element birth »). Lors du passage du faisceau sur un élément, celui-ci passe de l'état poudre à l'état liquide. Lors du refroidissement, ses propriétés sont modifiées et sont définies comme celles du matériau solide. La vitesse du déplacement du faisceau est égale à 400mm/s [4]. Les éléments sont de type DC3D8, avec une longueur de 400 $\mu$ m (diamètre du faisceau) dans le plan de fabrication (X-Y), et une épaisseur de 50 $\mu$ m (épaisseur d'une couche de poudre). Avant le dépôt de la couche suivante, un temps d'attente de 7secondes est imposé à la pièce,

correspondant au temps nécessaire pour l'étalement de la nouvelle couche de poudre par le racleur. La face inférieure du mur est maintenue à 750°C correspondant à la température du plateau et de la poudre consolidée (température mesurée expérimentalement en cours de fabrication).

Le champ thermique est calculé à partir de la résolution de l'équation de la chaleur [9] [11] [20] (Eq 1). La variation des propriétés thermiques de la poudre et du matériau dense en fonction de la température est également pris en compte dans la simulation. Les données utilisées pour l'évolution de la densité  $\rho$ , la conductivité  $k$ , et la capacité thermique massique  $C_p$  en fonction de la température sont issues de la littérature [21] [22]. La variable d'état  $\alpha$  est utilisée dans l'équation (Eq 1) pour traduire le changement d'état du matériau (0, pour l'état poudre et 1, pour l'état solide).

$$\rho(T, \alpha) C_p(T, \alpha) \frac{\partial T}{\partial t} - \text{div}(k(T, \alpha) \text{grad } T) - Q = 0 \quad (1)$$

Le terme Q (Eq 1) traduit l'énergie apportée par le faisceau. Celle-ci est représentée par la majorité des auteurs [23] [24] [25] [24] par une fonction gaussienne dans le plan de fabrication (X-Y). L'atténuation de l'énergie suivant la profondeur est représentée selon les cas par une fonction linéaire [25] ou quadratique [24] [26]. Dans notre cas, en raison de la faible épaisseur du mur et les fonctions d'interpolation des éléments choisis nous utilisons l'énergie  $Q$  appliquée sur un élément moyennant ainsi la relation définie par l'équation (Eq. 2).

$$\dot{Q} (W/m^3) = \frac{\eta U I}{\pi \Phi^2 h} \quad (2)$$

Avec :  $\eta = 90\%$  [3] [4] est le coefficient d'efficacité traduisant le taux d'énergie transmis à la poudre [27] ;  $U=60\text{kV}$  [2][6] est la tension d'accélération des électrons ;  $I=2\text{mA}$  [4] est le courant moyen d'alimentation ;  $\Phi=400\mu\text{m}$  est le diamètre du faisceau et  $h=100\mu\text{m}$  est la profondeur de pénétration.

Les deux principales sources de dissipation de chaleur vers l'extérieur du mur sont le rayonnement et la conduction. Dans le cas du rayonnement, l'émissivité du matériau  $\varepsilon$  est prise égale à 0.2 [28] [29]. La conduction des deux côtés du mur simulé est prise en compte en considérant la résistance thermique appliquée par le matériau dense.

### 3.3 Simulation mécanique

La simulation mécanique repose sur les résultats du calcul thermique précédents. Dans le modèle mécanique le matériau à l'état poudre n'est pas modélisé en raison de ses faibles propriétés mécaniques et de sa souplesse par rapport au matériau solide. Le module de Young et le coefficient d'expansion thermique du matériau sont renseignés dans les plages de températures allant de l'ambient jusqu'à des températures proches de la température de fusion.

Pour la loi de comportement plastique, il a été retenue une loi de de Johnson Cook (Eq 3), couramment utilisé pour représenter le comportement de l'alliage TA6V [30]. Il permet de modéliser les influences des changements de températures  $T$  et de vitesses de déformations  $\dot{\varepsilon}$  selon (Eq 3).

$$\sigma = (A + B \varepsilon^n)(1 + C \ln \dot{\varepsilon}^n) (1 - T^{*m}) \quad (3)$$

Les valeurs des paramètres  $A$ ,  $B$ ,  $C$ ,  $m$  et  $n$  sont égales à 724.7MPa, 683.1MPa, 0.035, 1 et 0.47. Ces valeurs sont issues de données expérimentales issues de [31] pour différentes plages de températures à une vitesse de déformation de  $10^{-5} \text{ s}^{-1}$

Le coefficient d'expansion thermique varie linéairement entre  $9.6 \times 10^{-6} \text{ C}^{-1}$  et  $11 \times 10^{-6} \text{ C}^{-1}$  pour des températures entre 20°C et 800°C [32] [33]. Au-delà de cette température, manque de données expérimentales, sa valeur est supposée constante à  $11 \times 10^{-6} \text{ C}^{-1}$  [33].

Le maillage mécanique est réalisé avec des éléments de type C3D8R (compatible avec ceux utilisés pour la thermique DC3D8). En raison de la symétrie de la partie de la pièce simulée, la face gauche du mur est bloquée selon la direction x. La face latérale arrière est bloquée selon la direction y pour représenter la partie de la pièce déjà fabriquée, et les nœuds de la face inférieure sont bloqués selon la direction z (figure 3) en raison de la présence de supports sous la pièce lors de sa fabrication.

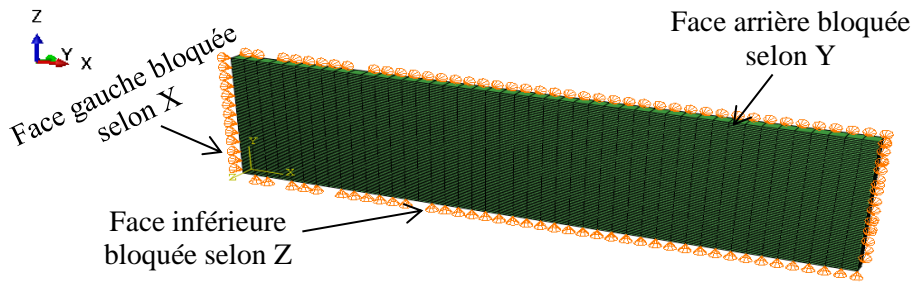


Figure 3 : Conditions aux limites mécaniques

Le dépôt des éléments dans le modèle mécanique, suit la même cinématique adoptée en thermique. Les éléments apparaissent sans contrainte ni déformation initiale, seul le déplacement durant la phase du refroidissement est pris en compte : le déplacement cumulé résulte alors uniquement du passage des éléments de la température de fusion à des températures plus basses ainsi que les phases de réchauffement successifs lors des dépôts des couches supérieures.

## 4 Résultats et discussion

### 4.1 Résultats thermiques

L'évolution du champ thermique au fur et à mesure du déplacement du faisceau peut être traduite par des cycles de chauffage et de refroidissement successifs des éléments. Une couche est étalée à l'état poudre à la température de préchauffage de 750°C, le passage progressif du faisceau sur les éléments correspond à une élévation instantanée de température entre la température d'apparition de 750°C et la température maximale d'environ 1800°C (figure 4). Lors de l'étalement de la couche suivante (phase de ratissage), la température de l'ensemble des éléments de la couche redescend à 750°C, l'ensemble de la structure retrouve alors la température du préchauffage. Par conduction, des pics de température continuent d'apparaître au fur et à mesure du passage du faisceau sur les éléments des couches supérieures, avec des amplitudes qui diminuent de manière progressive jusqu'à disparition (figure 4).

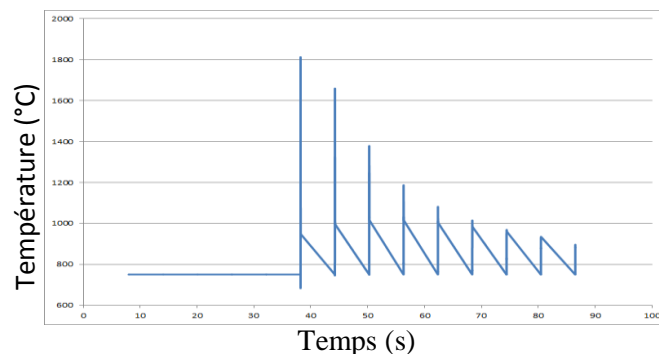


Figure 4 : Histoire thermique d'un élément au cours du balayage

La figure 5 met en évidence un fort gradient thermique entre les couches, résultant de la faible conductivité du matériau. Lorsqu'un élément est irradié, la température de l'élément voisin se trouvant encore à l'état poudre augmente brutalement (figure 5). Cette élévation se fait par conduction et est principalement due à la grande quantité d'énergie appliquée aux nœuds communs aux deux éléments.

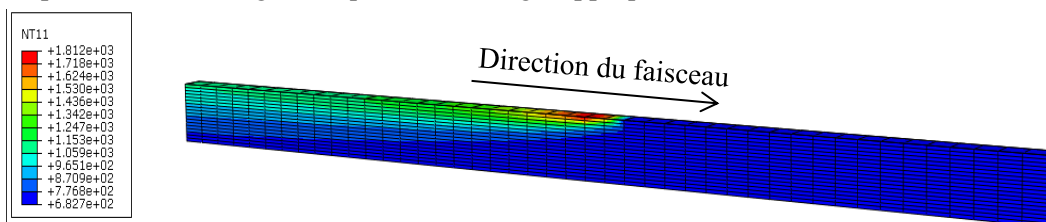


Figure 5 : Cartographie de la température à la 18<sup>ème</sup> couche

## 4.2 Résultats mécaniques

Les cycles thermiques subis par la pièce au cours de sa fabrication font apparaître des contraintes et des distorsions géométriques. Dans les zones à haute température l'amplitude des contraintes reste très faible en raison des faibles propriétés du matériau correspondant à un état de relaxation de contraintes. Les déplacements des éléments résultant de ce gradient de température, de 750°C, température de dépôt, à la température maximale d'irradiation (1812°C) sont alors quasi nuls. Pendant la phase de refroidissement, les éléments commencent à accumuler les déformations dues à leur rétraction, ainsi que les déformations engendrées par les éléments préalablement déposés. La figure 6 présente la valeur des déplacements des éléments au cours du dépôt de différentes couches. En prenant l'exemple de la première couche, le dernier élément présente un déplacement de  $-6.96\mu\text{m}$ , calculé à partir de la rétraction thermique entre la température maximale d'irradiation jusqu'à la température 750°C, et du déplacement imposé par la rétraction des éléments précédents de la couche. La rétraction de cet élément continue à s'amplifier au fur et à mesure du dépôt des couches suivantes. Elle passe de  $-6.96\mu\text{m}$  lors du dépôt de la première couche, à  $-0.44\text{mm}$  lors du dépôt de l'ensemble des couches.

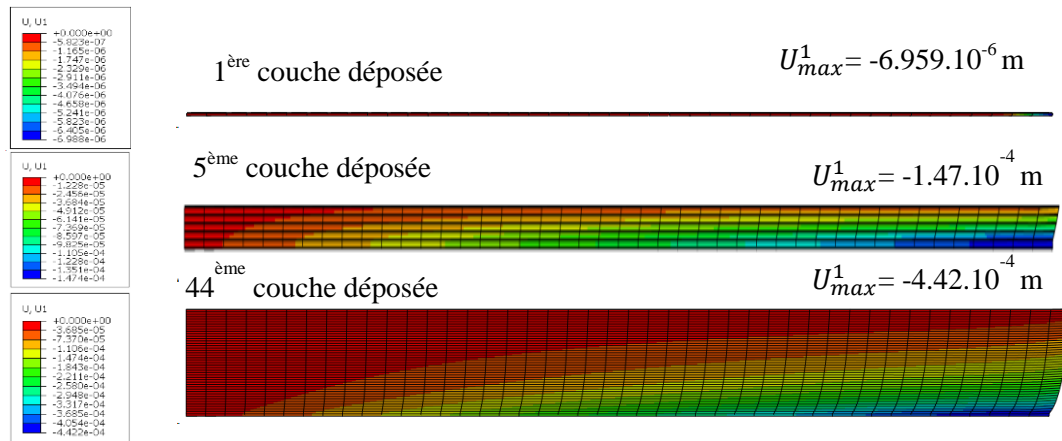


Figure 6 : Evolution des déplacements cumulés par les éléments

Les mesures réalisées sur les pièces fabriquées en EBM font apparaître le défaut de « perte de bords ». La figure 7 montre ce défaut. La cartographie des écarts entre la pièce mesurée et le modèle CAO donne une amplitude moyenne sur les différents lots de pièces produits de 0.6mm. Ces premiers résultats obtenus sont très encourageants et permettent de prédire la forme du défaut avec des amplitudes comparables malgré la complexité des phénomènes simulés.

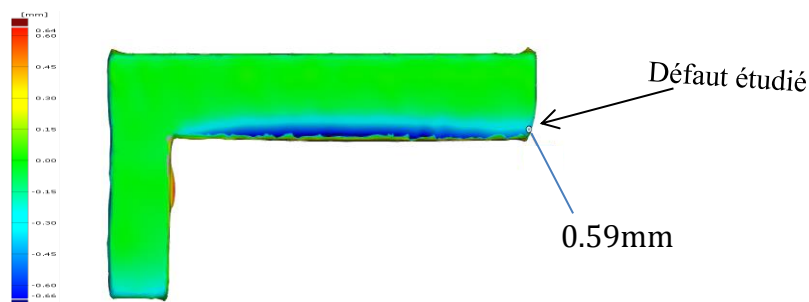


Figure 7 : Cartographie des écarts entre la pièce CAO et la pièce réelle

## Conclusion

Les résultats obtenus permettent une première estimation de la forme et de l'amplitude du défaut géométrique « perte de bords » sur les pièces avec des géométries en surplomb, autrement appelées « plongeoir ». Le modèle présenté est toujours en cours de développement dans le but de permettre une estimation plus précise de l'amplitude de ce défaut. D'autres techniques de modélisation

exploitant les cycles thermiques répétitifs au cours du dépôt des couches seront mises en œuvre dans le but de réduire les temps de calcul. Des vérifications sur les amplitudes des défauts étudiés doivent être faites dans le but de valider ces techniques de réduction de modèle.

## Remerciements

Le travail présenté est réalisé dans le cadre du projet GeoCAM, financé par l'Agence Nationale de Recherche ANR- 17-CE10-0004.

## Références

- [1] M. Jamshidinia, F. Kong, et R. Kovacevic, « Numerical Modeling of Heat Distribution in the Electron Beam Melting of Ti-6Al-4V ». *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, Vol. 135, december 2013
- [2] A. Ataei, Y. Li, G. Song et C. Wen « Metal scaffolds processed by electron beam melting for biomedical applications ». *Metallic Foam Bone*, p. 83-110, 2017
- [3] « A literature review of powder-based electron beam melting focusing on numerical simulations ». *Additive manufacturing*, Vol. 19, p.1-20, January 2018
- [4] Nicolas Beraud. *Fabrication assistée par ordinateur pour le procédé EBM*. Génie des procédés. Université Grenoble Alpes, 2016. Thèse de doctorat
- [5] R. Tounsi, F. Vignat. « New concept of support structures in Electron Beam Melting manufacturing to reduce geometric defects ». 15e Colloque National AIP-Priméca, Avril 2017
- [6] E. ATTAR, « Simulation of Selective Electron Beam Melting Processes », 2011. Thèse de doctorat
- [7] Ehsan Malekipour & Hazim ElMounayri, « Common defects and contributing parameters in powder bed fusion AM process and their classification for online monitoring and control: a review », *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. Vol.95, p.527-550, March 2018
- [8] S. Ghaoui, Y. Ledoux, et A. Ballu, « Analyse de la variation géométrique des pièces produites en fabrication additive EBM - Cas de pièces avec volume surplombant ». 16e Colloque National Smart, Avril 2019
- [9] VAN BELLE, « Analyse, modélisation et simulation de l'apparition de contraintes en fusion laser métallique ». *Mécanique des solides [physics.class-ph]*. INSA de Lyon, 2013. Thèse de doctorat
- [10] C. H. Fu et Y. B. Guo, « Dimensional Finite Element Modeling of Selective Laser Melting Ti-6Al-4V Alloy », *25th Annual International Solid Freeform Fabrication*, august 2014
- [11] I. A. Roberts, C. J. Wang, R. Esterlein, M. Stanford, et D. J. Mynors, « A three-dimensional finite element analysis of the temperature field during laser melting of metal powders in additive layer manufacturing », *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, vol. 49, no 12, p. 916-923, oct. 2009.
- [12] J. Romano, L. Ladani, et M. Sadowski, « Thermal Modeling of Laser Based Additive Manufacturing Processes within Common Materials », *Procedia Manufacturing*, vol. 1, p. 238-250, janv. 2015.
- [13] A. Ponnambalam, B. Esakki et C. Udayagiri « Investigation on multi-layer selective inhibition sintering process using finite element analysis | Elsevier Enhanced Reader ». *Materials today proceedings*, vol.4, p.2439-2444, 2017
- [14] J. Ding et al., « Thermo-mechanical analysis of Wire and Arc Additive Layer Manufacturing process on large multi-layer parts », *Computational Materials Science*, vol. 50, no 12, p. 3315-3322, déc. 2011.
- [15] J. L. Mattsson, « Simplifications of Simulations in Additive Manufacturing », 2015. Master's thesis
- [16] J. Song et al., « Numerical and experimental study of laser aided additive manufacturing for melt-pool profile and grain orientation analysis », *Materials & Design*, vol. 137, p. 286-297, janv. 2018.
- [17] M. Dal et R. Fabbro, « An overview of the state of art in laser welding simulation », *Optics & Laser Technology*, vol. 78, p. 2-14, avr. 2016.

- [18] Q.yen et S.Chen, « Numerical Modeling of Metal-Based Additive Manufacturing Process Using Level Set Methods », *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, vol. 139, july 2017
- [19] Y.S.Lee et W.Zhang, « Mesoscopic Simulation of Heat Transfer and Fluid Flow in Laser Powder Bed Additive Manufacturing ». 26th Solid Freeform Fabrication Symposium, august 2015
- [20] G. Fu, D. Z. Zhang, A. N. He, Z. Mao, et K. Zhang, « Finite Element Analysis of Interaction of Laser Beam with Material in Laser Metal Powder Bed Fusion Process », *Materials (Basel)*, vol. 11, no 5, mai 2018.
- [21] A. NEIRA ARCE, « Thermal Modeling and Simulation of Electron Beam Melting for Rapid Prototyping on Ti6Al4V Alloys ». 2012. Thèse de doctorat
- [22] K. C. Mills, *Recommended Values of Thermophysical Properties for Selected Commercial Alloys*. Woodhead Publishing, 2002.
- [23] W.Yan, W.Ge, J.Smith, S.Lin, O.Kafka, F.Lin, et W.K.Liu, « Multi-scale modeling of electron beam melting of functionally graded materials », *Acta Materialia*, june 2016
- [24] M. F. Zäh et S. Lutzmann, « Modelling and simulation of electron beam melting », *Prod. Eng. Res. Devel.*, vol. 4, no 1, p. 15-23, févr. 2010.
- [25] N. Shen et K. Chou, « Thermal Modeling of Electron Beam Additive Manufacturing Process: Powder Sintering Effects », juin 2012.
- [26] B. Cheng, S. Price, J. Lydon, K. Cooper, et K. Chou, « On Process Temperature in Powder-Bed Electron Beam Additive Manufacturing: Model Development and Validation », *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, vol. 136, no 6, p. 061018, oct. 2014.
- [27] H. B. Qi, Y. N. Yan, et F. Lin, « Scanning method of filling lines in electron beam selective melting », *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers Vol.221 Part B Journal of Engineering Manufacture*, 2007
- [28] R. Pawelko, J. Cedelle, X. Wang, et V. Pina, « Détermination des propriétés thermiques de l'alliage Ti-6Al-4V pour l'étude du cisaillement adiabatique »
- [29] Y. ROBERT, « SIMULATION NUMÉRIQUE DU SOUDAGE DU TA6V PAR LASER YAG IMPULSIONNEL : CARACTÉRISATION EXPÉRIMENTALE ET MODÉLISATION DES ASPECTS THERMOMÉCANIQUE ASSOCIÉES À CE PROCÉDÉ », septembre 2007. Thèse de doctorat
- [30] W.-S. Lee et C.-F. Lin, « High-temperature deformation behaviour of Ti6Al4V alloy evaluated by high strain-rate compression tests », *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 75, no 1, p. 127-136, mars 1998.
- [31] W.-S. Lee et C.-F. Lin, « Plastic deformation and fracture behaviour of Ti-6Al-4V alloy loaded with high strain rate under various temperatures », *Materials Science and Engineering: A*, vol. 241, no 1, p. 48-59, janv. 1998.
- [32] G. Welsch, R. Boyer, et E. W. Collings, *Materials Properties Handbook: Titanium Alloys*. ASM International, 1993.
- [33] G. Vastola, G. Zhang, Q. X. Pei, et Y.-W. Zhang, « Controlling of residual stress in additive manufacturing of Ti6Al4V by finite element modeling », *Additive Manufacturing*, vol. 12, p. 231-239, oct. 2016.