

Conception, fabrication et validation d'une imprimante 3D
pour les mélanges poudre-liant

par

Olivier MICLETTE

MÉMOIRE PAR ARTICLE PRÉSENTÉ À L'ÉCOLE DE TECHNOLOGIE
SUPÉRIEURE COMME EXIGENCE PARTIELLE À L'OBTENTION DE LA
MAÎTRISE AVEC MÉMOIRE EN GÉNIE MÉCANIQUE
M. SC. A.

MONTRÉAL, LE 25 OCTOBRE 2022

ÉCOLE DE TECHNOLOGIE SUPÉRIEURE
UNIVERSITÉ DU QUÉBEC



Olivier Miclette, 2022



Cette licence [Creative Commons](#) signifie qu'il est permis de diffuser, d'imprimer ou de sauvegarder sur un autre support une partie ou la totalité de cette œuvre à condition de mentionner l'auteur, que ces utilisations soient faites à des fins non commerciales et que le contenu de l'œuvre n'ait pas été modifié.

PRÉSENTATION DU JURY

CE MÉMOIRE A ÉTÉ ÉVALUÉ

PAR UN JURY COMPOSÉ DE :

M. Vincent Demers, directeur de mémoire
Département de génie mécanique à l'École de technologie supérieure

M. Vladimir Brailovski, codirecteur de mémoire
Département de génie mécanique à l'École de technologie supérieure

Mme Nicole R. Demarquette, présidente du jury
Département de génie mécanique à l'École de technologie supérieure

M. Lucas Hof, membre du jury
Département de génie mécanique à l'École de technologie supérieure

IL A FAIT L'OBJET D'UNE SOUTENANCE DEVANT JURY ET PUBLIC

LE 26 SEPTEMBRE 2022

À L'ÉCOLE DE TECHNOLOGIE SUPÉRIEURE

REMERCIEMENTS

Je remercie mon directeur M. Vincent Demers et mon co-directeur M. Vladimir Brailovski pour leur implication active dans ce projet qui a permis d'atteindre des objectifs au-delà des attentes initiales. Leur patience, leur bonne humeur et leurs conseils m'ont permis de surmonter les différentes embûches auxquelles j'ai fait face. J'aimerais également remercier Joël Grignon, Éric Marcoux, Alain Grimard et Serge Plamondon pour le soutien technique durant la fabrication du banc d'essai réalisé dans ce travail.

J'aimerais remercier les boys de Véloom qui m'ont aidé à garder la motivation tout au long de mes trois années de maîtrise, et ce, malgré la pandémie. Je tiens également à remercier mes parents pour leur support et leur encouragement dans les moments plus difficiles.

Conception, fabrication et validation d'une imprimante 3D pour les mélanges poudre-liant

Olivier MICLETTE

RÉSUMÉ

La fabrication additive par extrusion de polymère hautement chargé (MEAM-HP) est un procédé récent qui permet de fabriquer des pièces métalliques denses en quatre étapes. La mise en forme de la pièce est réalisée par impression 3D où le mélange fondu poudre-liant est déposé par une buse sur un plateau d'impression de façon similaire au procédé de fil fondu pour les polymères. Plusieurs études se sont concentrées sur l'optimisation des paramètres d'impression dans le but d'éliminer les défauts intercouches dans les pièces. Ces défauts situés à la jonction des lignes d'impression sont en réalité des trous qui diminuent la masse volumique des pièces et affectent négativement les propriétés mécaniques. L'optimisation des paramètres d'impression permet de réduire la taille de ces défauts, mais ne permet pas de les éliminer complètement. Peu d'études ont investigué l'utilisation des mélanges à basse viscosité qui ont pourtant le potentiel de réduire l'occurrence des défauts en permettant au mélange de mieux épouser la forme des lignes d'impression précédemment déposées. Ce travail a pour objectif de développer une nouvelle imprimante capable d'imprimer des pièces en utilisant des mélanges poudre-liant à faible viscosité, de démontrer ses performances et d'ultimement confirmer si l'utilisation de tels mélanges à faible viscosité permet de réduire ou même d'éliminer les défauts intercouches. D'abord, une imprimante munie d'un extrudeur à piston a été conçue et fabriquée. Puis, la précision de déplacement du plateau d'impression et le contrôle du débit de l'extrudeur ont été validés. Ensuite, la température d'extrusion et du plateau d'impression ainsi que le volume de retrait de l'extrudeur ont été optimisés pour réduire les défauts d'impression. Pour terminer, six pièces complexes ont été imprimées pour déterminer si les mélanges à faible viscosité peuvent être utilisés pour l'impression de pièces fonctionnelles. Le mélange utilisé dans cette étude est composé de 65 vol. % de poudre d'acier inoxydable 17-4PH, 23 vol. % de cire de paraffine, 10 vol. % d'éthylène-acétate de vinyle et 2 vol. % d'acide stéarique. Durant la préparation du mélange, le brassage sous vacuum d'une minute s'est avéré suffisant pour atteindre la densité relative maximale de 99.8%, soit 1.2% de plus que celle sans dégazage. Le volume de retrait optimal permettant d'éviter l'écoulement naturel du mélange par la buse lorsque l'extrudeur est à l'arrêt et de contrôler précisément les départs et arrêts des séquences d'extrusion est de 3.6 mm³. Les températures d'extrusion et de la surface d'impression de 85°C et 52.5°C respectivement ont permis d'éliminer les défauts extérieurs et intercouches pour une pièce imprimée simple. Durant ces impressions, une technique de chevauchement des lignes d'impression novatrice a été utilisée pour éliminer la présence de défauts intercouches. Finalement, l'impression de pièces avec des caractéristiques telles que des parois minces, des murs à 45°, des zones non supportées et des surfaces complexes a démontré que les mélanges à faible viscosité peuvent être utilisés dans le procédé MEAM-HP.

Mots clés : Fabrication additive par extrusion de pâte métallique (MEAM-HP), impression 3D métallique, mélange poudre-liant, technique de chevauchement

Design, fabrication and validation of a 3D printer for processing powder-binder feedstock

Olivier MICLETTE

ABSTRACT

Material Extrusion Additive Manufacturing of highly-filled polymers (MEAM-HP) is a recent process that allows dense metal parts to be manufactured in four steps. The shaping of the part is carried out by 3D printing where the molten feedstock is deposited by a nozzle on a build platform in a manner similar to the fused filament fabrication process for polymers. Several studies focus on optimizing printing parameters with the aim of eliminating interlayer defects. These defects located at the junction of the printing lines are in fact holes which decrease the density of the parts and negatively affect the mechanical properties. Optimizing the print parameters reduces the size of these defects, but does not completely eliminate them. Few studies have investigated the use of low-viscosity feedstocks, which have the potential to reduce the occurrence of defects by allowing the feedstock to better conform to the shape of previously deposited print lines. This work aims to develop a new printer capable of printing parts using low-viscosity powder-binder feedstocks, demonstrate its performance and ultimately confirm whether the use of such low-viscosity mixtures can reduce or even eliminate interlayer defects. First, a printer with a piston extruder was designed and built. Then, the precision of movement of the build platform and the control of the extruder flow rate were validated. Next, the extrusion and build platform temperature as well as the extruder retraction volume were optimized to reduce print defects. Afterwards, six complex parts were printed to determine if low-viscosity feedstocks can be used for printing functional parts. The feedstock used in this study is composed of 65 vol. % 17-4PH stainless steel powder, 23 vol. % paraffin wax, 10 vol. % ethylene vinyl acetate and 2 vol. % stearic acid. During the preparation of the mixture, mixing under vacuum for one minute was sufficient to reach the maximum relative density of 99.8%, i.e. 1.2% more than that without degassing. The optimal retraction volume to avoid oozing through the nozzle when the extruder is stopped and to precisely control the starts and stops of the extrusion sequences is 3.6 mm³. The extrusion and print surface temperature of 85°C and 52.5°C respectively helped eliminate outer and interlayer defects on a single printed part. During these prints, a novel technique of overlapping print lines was used to eliminate the presence of interlayer defects. Finally, printed parts with features such as thin walls, 45° walls, unsupported areas and complex surfaces demonstrated that low viscosity feedstocks can be used in the MEAM-HP process.

Key words: Material extrusion additive manufacturing of highly filled polymer (MEAM-HP), metal 3D printing, feedstock, overlap technique

TABLE DES MATIÈRES

	Page
INTRODUCTION	1
CHAPITRE 1 REVUE DE LITTÉRATURE.....	3
1.1 Fabrication additive de pièces métalliques	3
1.1.1 Fusion sur lit de poudre.....	4
1.1.2 Jet de liant	5
1.1.3 Dépôt de métal	7
1.1.4 Extrusion de matière	8
1.2 Étapes du procédé de MEAM-HP.....	10
1.2.1 Préparation des mélanges.....	10
1.2.2 Mise en forme par impression 3D.....	14
1.2.3 Déliantage	17
1.2.4 Frittage	18
1.3 Fonctionnement des imprimantes MEAM-HP	19
1.3.1 Extrudeur à vis	20
1.3.2 Extrudeur à filament	21
1.3.3 Extrudeur à piston	24
1.4 Imprimantes commerciales pour le MEAM-HP	27
1.5 Propriétés physiques et mécaniques des pièces produites par MEAM-HP	28
1.5.1 Propriétés mécaniques obtenues en MEAM-HP	28
1.5.2 Influence des paramètres d'impression sur la qualité des pièces imprimées.....	31
1.5.2.1 Multiplicateur de débit.....	32
1.5.2.2 Température d'extrusion.....	34
1.5.2.3 Vitesse d'impression	36
1.5.2.4 Épaisseur de couche	37
1.5.2.5 Orientation d'impression	38
1.5.3 Formulations de mélange	40
CHAPITRE 2 PROBLÉMATIQUE ET OBJECTIFS	43
CHAPITRE 3 MÉTHODOLOGIE Expérimentale	45
3.1 Choix du mélange poudre-liant.....	45
3.2 Caractérisation des mélanges.....	46
3.3 Essais préliminaires	48
CHAPITRE 4 Material extrusion additive manufacturing of low-viscosity metallic feedstocks: Performances of the plunger-based approach.....	53
4.1 Abstract	53
4.2 Introduction.....	54
4.3 Materials and methods	61

4.3.1	Feedstock formulation and characterization	61
4.3.2	3D printing	63
4.3.2.1	Plunger-based printer.....	63
4.3.2.2	Printer operation.....	66
4.3.2.3	Printer calibration, optimization, and validation.....	66
4.4	Results.....	69
4.4.1	Validation of the build platform positioning accuracy	69
4.4.2	Optimization of the degassing time	71
4.4.3	Calibration of the extruder flow rate.....	72
4.4.4	Optimization of the extruder start/stop sequences	74
4.4.5	Optimization of the extrusion and build platform temperatures	77
4.4.6	Demonstration of the rapid prototyping capacity	81
4.5	Discussion	83
4.6	Conclusion	86
4.7	Résultats complémentaires.....	87
	CONCLUSION.....	89
	RECOMMANDATIONS	91
	ANNEXE I.....	93
	ANNEXE II	95
	LISTE DE RÉFÉRENCES BIBLIOGRAPHIQUES.....	105

LISTE DES TABLEAUX

	Page
Tableau 1.1 Imprimantes commerciales dédiées au procédé MEAM-HP	27
Tableau 1.2 Propriétés mécaniques de pièces imprimées avec la Markforged Metal X.....	29
Tableau 1.3 Propriétés mécaniques de pièces imprimées avec la Desktop Metal Studio....	30
Tableau 1.4 Valeur optimale du multiplicateur de débit en fonction du type d'extrudeur.....	32
Tableau 1.5 Comparaison de la densité relative et la résistance à la traction d'un échantillon de Ti-6Al-4V fabriqué par le procédé MIM et MEAM-HP selon trois orientations d'impression.....	39
Tableau 1.6 Mélanges à faible viscosité utilisés dans la littérature	41
Tableau 3.1 Formulation des mélanges utilisés dans la preuve de concept.....	46
Tableau 4.1 Melting points and density of feedstock constituents	63
Tableau 4.2 Printing parameters	82
Tableau A I-1 Comparaison des résultats d'impression de la compagnie 3d-figo, AIM3D et Desktop Metal.....	93

LISTE DES FIGURES

	Page
Figure 1.1 Répartition de la technologie d'impression métallique en 2019 en fonction des imprimantes vendues	4
Figure 1.2 Fusion sur lit de poudre (PBF)	5
Figure 1.3 Procédé de jet de liant	6
Figure 1.4 Procédé de jet de liant – évolution de la microstructure	7
Figure 1.5 Procédé de dépôt de métal.....	8
Figure 1.6 Étapes du procédé MEAM-HP.....	9
Figure 1.7 Exemples de pièces imprimées par le procédé MEAM-HP (a) rotor en 17-4PH, (b) échangeur de chaleur en cuivre et (c) poinçon pour l'embossage de tôle en acier 4140.....	9
Figure 1.8 (a) Profil de viscosité à 185°C du mélange PolyMIM 8740, et (b) type de comportement rhéologique.....	13
Figure 1.9 Détermination de la fraction volumique de poudre maximale en mesurant (a) le couple en fonction du temps au rhéomètre torque et (b) la densité au pycnomètre	14
Figure 1.10 Quatre étapes de l'impression 3D : (a) création du modèle 3D de l'objet, (b) conversion en fichier STL, (c) ajustement des paramètres d'impression dans le logiciel de découpe et (d) impression 3D de l'objet	15
Figure 1.11 Représentation d'une pièce imprimée (a) en totalité, (b) vue de coupe A-A et (c) zoom sur la vue de coupe A-A montrant les défauts intercouche.....	16
Figure 1.12 (a) Paramètre de l'orientation pièce et (b) périmètre (rouge) et de remplissage (orange)	17
Figure 1.13 Microstructure après (a) l'impression 3D, (b) le délianage par solvant, et (c) le délianage thermique.....	18
Figure 1.14 Schéma de principe du procédé MEAM-HP (a) extrudeur à vis, (b) extrudeur à filament, (c) extrudeur à piston	19
Figure 1.15 Extrudeur à vis	20
Figure 1.16 Imprimante Arburg Freeformer.....	21

Figure 1.17	Procédé de fil fondu (a) flambage du filament adapté de et (b) échange thermique dans le tube chauffé.....	22
Figure 1.18	(a) Extrudeur à piston, adaptée de W. Li, Armani, Leu, et Landers (2017), (b) masse extrudée sur une balance en fonction du temps et (c) masse extrudée en fonction de la force d'extrusion.....	25
Figure 1.19	Variantes de l'extrudeur à seringue avec (a) valve à pointeau, (b) vis volumétrique et (c) test de lignes d'impression	26
Figure 1.20	Défauts d'impression 3D d'une pièce en vue de coupe obtenue avec l'imprimante Markforged Metal X (a) pièce à vert et (b) faciès de rupture d'une pièce frittée.....	29
Figure 1.21	Défauts d'impression 3D d'une pièce frittée en vue de coupe obtenue avec l'imprimante Desktop Metal Studio (a) imprimée à la verticale et (b) imprimée à l'horizontale	31
Figure 1.22	Influence du multiplicateur de débit sur la densité à vert (a) pour un extrudeur à vis (AIM3D), et (b) pour un extrudeur à filament	34
Figure 1.23	Influence de la température d'extrusion sur (a) la limite d'écoulement à vert, et (b) la variation du débit	35
Figure 1.24	Influence de la vitesse d'impression sur (a) la densité à vert avec un extrudeur à filament, (b) la densité à vert avec un extrudeur à vis (AIM3D), et (c-d) l'occurrence de défauts avec un extrudeur à piston à une vitesse d'impression de 12 et 8 mm/s respectivement	37
Figure 1.25	Influence de la hauteur de couche sur la densité à vert (a) extrudeur à filament, et (b) extrudeur à vis	38
Figure 1.26	Trois orientations d'impression différentes d'un échantillon de traction.....	38
Figure 1.27	Faciès de rupture de l'échantillon (a) MIM, (b) imprimé à plat, (c) imprimé sur le côté, et (d) imprimé à la verticale	39
Figure 1.28	Profil de viscosité de mélanges à faible viscosité	41
Figure 3.1	Méthodologie globale du projet	45
Figure 3.2	Rhéomètre Instron SR20 (a) vue globale, (b) schéma de fonctionnement, et (c) Profil de viscosité typique d'un mélange en fonction de la température	47
Figure 3.3	Pycnomètre AccuPyc II 1340 (a) vue globale, et (b) schéma de fonctionnement.....	48

Figure 3.4	Assemblage permettant l'extrusion libre de mélange poudre-liant (a) CAD en position fermée, (b) CAD en vue de coupe et (c) vue de l'assemblage pendant un test d'extrusion libre	49
Figure 3.5	Essais préliminaires d'impression 3D (a) schéma de fonctionnement, (b) système de positionnement du plateau d'impression, (c) assemblage de l'extrudeur, (d) presse à injection, et (e) zoom sur l'impression.....	50
Figure 3.6	Pièces imprimées lors de la phase de démonstration de concept	51
Figure 4.1	Illustration of the three MEAM-HP principles: a) filament-based, b) screw-based and c) plunger-based.....	58
Figure 4.2	(a) Particle size distribution of the dry powder, and SEM images of the (b) dry powder, and (c) mixed feedstock	62
Figure 4.3	(a) DSC thermogram, and (b) viscosity profiles of feedstock measured at different temperatures	63
Figure 4.4	(a) Overall view of the MEAM-HP printer, and (b) schematic representation of the 3D printing approach.....	64
Figure 4.5	CAD model of the (a) global assembly of the 3D printer, (b) extruder head, table, and cylinder section view, and (c) zoom-in on the upper region showing the delta kinematics and the print head installed on the printer	65
Figure 4.6	(a) CAD model of the degassing unit installed on the printer, (b-c) degassing and filling steps prior to printing	66
Figure 4.7	Test prints used to calibrate and optimize the printing parameters: (a) single-line deposition, (b) 3D printed hollow square prism, and schematic representation of (c) the first layer section view A-A showing the position of printed lines in the G-code to obtain a 25% overlap between them, (d) the second printed line position with 0.1 mm overlap (0.4 mm line width and nozzle diameter), and (e) the feedstock behavior due to the overlap	69
Figure 4.8	Build platform positioning accuracy in the (a) vertical (Z) and (b) horizontal (XY) directions for a Ø100 mm trajectory around the center (solid represents the targeted nominal value and each dashed line represents a deviation of 50 µm).....	70
Figure 4.9	(a) Evolution of the feedstock density according to the vacuum (degassing) time, (b) free-extrusion pressure obtained during three extrusion cycles (85°C & 2 mm ³ /s), and (c) zoom-in on the third extrusion cycle (TT: transition time to reach 0.95 of state pressure).....	72

Figure 4.10	(a) Cumulative extruded mass as a function of time (85°C & $2 \text{ mm}^3/\text{s}$) during the first 500 seconds of the test, and (b) relative extruded mass ($m_{\text{measured}} - m_{\text{theoretical}}$) over the entire piston stroke.....	73
Figure 4.11	Comparison of the retraction volumes at a filling level of 90% between (a-d) 1.2 mm^3 , and (e-g) 2.4 mm^3 , (h) pressure comparison between the retraction volumes for lines 3 & 4 at a filling level of 90%, and (i) pressure comparison between the three filling levels for lines 3 & 4 at a retraction volume of 3.6 mm^3	75
Figure 4.12	Influence of the build platform and extrusion temperatures on (a-f) macroscopic printing quality, (g-h) internal porosities, and (i-j) extrusion pressure profiles: (i) 1-25 layers, (j) 12th layer.....	79
Figure 4.13	Typical examples of green parts printed with a wax-based low-viscosity metallic feedstock: (a) tensile sample, (b-c) mechanical part printed both as a half and complete model, (d-f) gear printed using adaptive layer height varying from 0.1 to 0.2 mm, and its CAD cross-section view, (g) impeller, (h) complex surface part, and (i) bracket with overhang feature printed without support	83
Figure 4.14	Microographies MEB en (a) vue isométrique, (b)-(c) vue de côté, et (d)-(e) vue de coupe	88
Figure A II-1	Technique de métrologie du plateau d'impression (a) avec un cadran indicateur, et (b) avec un bras mesureur	97
Figure A II-2	Déviation de la position des chariots (a) avant la calibration, et (b) après la calibration	97
Figure A II-3	Types de parcours de palpage (a) circulaire, et (b) linéaire	98
Figure A II-4	Déviation verticale en fonction de la position angulaire pour une trajectoire circulaire à un rayon de 40 mm avec les bras ayant des rotules magnétiques.....	99
Figure A II-5	Configurations prototypes des bras avec (a) rotules magnétiques, (b) rotules magnétiques et filetée en plastique, et (c) des rotules filetées en métal	100
Figure A II-6	Configuration finale des bras de type joint à rotule avec ressort	101
Figure A II-7	Déviations verticales pour le palpage sur un parcours linéaire dans la direction (a) 0° , (b) 90° , (c) 210° , et 330°	103

LISTE DES ABRÉVIATIONS, SIGLES ET ACRONYMES

BJT	Jet de liant (<i>binder jetting</i>)
DED	Dépôt de métal (<i>direct energy deposition</i>)
FA	Fabrication additive
FFF	Dépôt de fil fondu (<i>fused filament fabrication</i>)
MEX	Extrusion de matière (<i>material extrusion</i>)
MEAM	Fabrication additive par extrusion (<i>material extrusion additive manufacturing</i>)
MEAM-HP	Fabrication additive par extrusion de polymère hautement chargé (<i>material extrusion additive manufacturing of highly-filled polymers</i>)
MIM	Injection de poudre métallique (<i>metal injection molding</i>)
PBF	Fusion sur lit de poudre (<i>powder bed fusion</i>)
SHL	Lamination de feuille (<i>sheet lamination</i>)
VPP	(<i>vat photopolymerization</i>)

INTRODUCTION

La fabrication additive permet de fabriquer des pièces métalliques complexes par l'ajout successif de matière. Parmi les sept catégories reconnues par la norme ASTM 52900:2021, l'impression 3D par extrusion de polymère hautement chargé (MEAM-HP) est un procédé récent qui se veut peu dispendieux, sécuritaire et simple d'utilisation. Actuellement utilisé pour le prototypage et pour la production de pièces non critiques, ce procédé est encore au stade de développement et n'est pas encore couramment utilisé dans l'industrie.

L'obtention d'une pièce métallique dense par MEAM-HP survient après la réalisation de quatre étapes, soit la préparation d'un mélange poudre-liant, la mise en forme de la pièce par impression 3D, le déliantage permettant de retirer complètement le liant, et le frittage durant lequel les particules de poudre fusionnent à l'état solide par diffusion. Les étapes de déliantage et frittage sont principalement dérivées du procédé d'injection de poudre métallique (MIM) qui utilise des mélanges similaires depuis près de 50 ans. Contrairement au procédé MIM qui permet d'obtenir des pièces métalliques denses à environ 99%, la densité typique obtenue en MEAM-HP se situe plutôt entre 93-99%. La densité plus faible ne permet pas d'obtenir des propriétés mécaniques élevées et répétables, empêchant ainsi le procédé d'être adopté par l'industrie. La plus faible densité provient principalement des défauts intercouches induits dans les pièces pendant la mise en forme par impression 3D. L'optimisation des paramètres d'impression permet de réduire la taille de ces défauts, mais ne permet pas de les éliminer complètement. Ce travail a pour objectif de développer une nouvelle imprimante capable d'imprimer des pièces en utilisant des mélanges poudre-liant à faible viscosité, de démontrer ses performances et d'ultimement confirmer si l'utilisation de tels mélanges à faible viscosité permet de réduire ou même d'éliminer les défauts intercouches.

Le premier chapitre consiste en une revue de la littérature du procédé MEAM-HP incluant les résultats d'impression obtenus par d'autres groupes de chercheurs. Le deuxième chapitre présente la problématique et l'objectif spécifique de ce travail. La méthodologie présentée au

troisième chapitre est complémentaire à celle déjà mentionnée dans l'article scientifique. Exposé au quatrième chapitre, cet article présente et analyse les résultats.

CHAPITRE 1

REVUE DE LITTÉRATURE

1.1 Fabrication additive de pièces métalliques

La fabrication additive (FA) est définie par la norme ISO/ASTM 52900:2021 comme étant un procédé permettant de bâtir une pièce par ajout successif de matière à partir du modèle 3D de l'objet. La FA possède plusieurs avantages par rapport aux méthodes de fabrication conventionnelles par enlèvement de matière (usinage) ou formative (coulée, pliage, forgeage, etc.). D'abord, la FA permet de fabriquer des géométries complexes qui seraient excessivement dispendieuses ou irréalisables par les méthodes traditionnelles. Ensuite, la FA ne requiert pas d'outillage ce qui permet de décentraliser la production en faveur d'une fabrication locale. De plus, les petites productions comme la personnalisation de produits et le remplacement de pièces brisées par rétro-ingénierie sont rentables. La production en petits lots permet également de réduire les délais de fabrication et de réduire les niveaux de stocks abaissant ainsi les frais d'entreposage. C'est entre autres pour ces raisons que l'industrie de la FA a connu une croissance importante allant de 15 à 30% entre 2010 et 2020 (I. Campbell, O. Diegel, J. Kowen, N. Mostow, & T. Wohlers, 2021). Cependant, la FA possède certaines limitations, notamment en matière de précision dimensionnelle et de fini de surface qui engendrent la nécessité d'une opération d'usinage ou de rectification après l'impression 3D. De plus, les propriétés mécaniques des matériaux, particulièrement pour les structures lattices, sont encore peu connues. La complexité du procédé nécessite une main-d'œuvre spécialisée pour concevoir des pièces qui tirent profit des libertés additionnelles qu'offre la FA et pour optimiser les paramètres d'impression.

La norme ASTM fait la distinction de sept sous-catégories de fabrication additive :

1. Fusion sur lit de poudre (PBF)
2. Jet de liant (BJT)
3. Dépôt de métal (DED)
4. Extrusion (MEX)

5. Jet de matériau (MJT)
6. Lamination de feuille (SHL)
7. Photopolymérisation (VPP)

Les quatre premières catégories énoncées sont les plus populaires pour la fabrication de pièces métalliques. La Figure 1.1 affiche la proportion que prend chaque procédé dans l'industrie en fonction des imprimantes vendues en 2019. La fusion sur lit de poudre est prédominante avec une proportion de 54 % suivi par le jet de liant et le dépôt de métal qui représente 16% chacun alors que l'extrusion de matière est la moins populaire à 10%. Celles-ci sont brièvement décrites dans les sections suivantes.

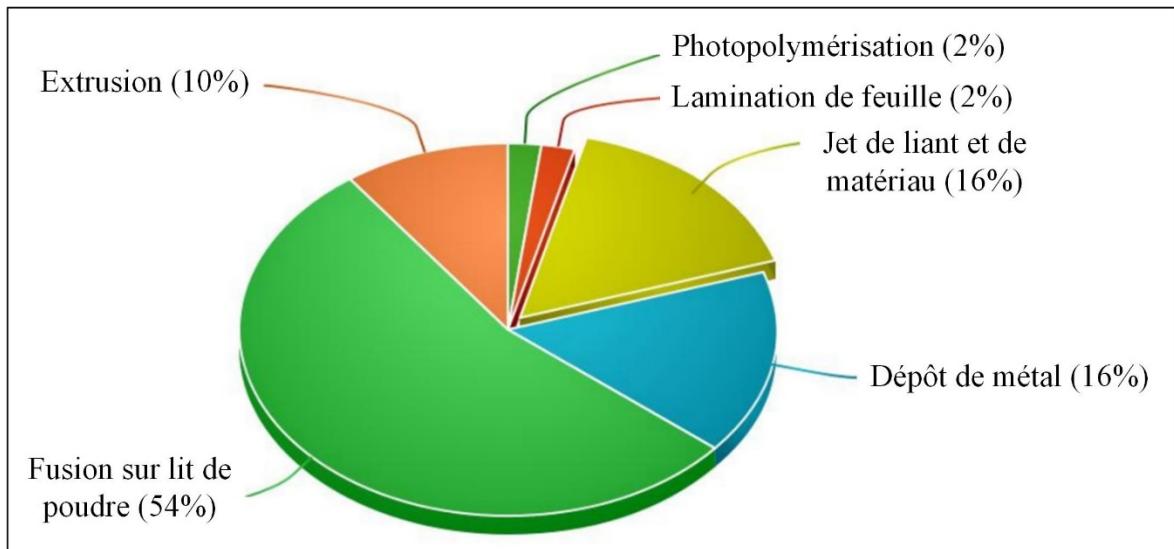


Figure 1.1 Répartition de la technologie d'impression métallique en 2019 en fonction des imprimantes vendues

Adaptée de Vafadar, Guzzomi, Rassau, et Hayward (2021)

1.1.1 Fusion sur lit de poudre

La fusion sur lit de poudre (ou en anglais *powder bed fusion, PBF*) consiste en la fusion successive de minces couches de poudre sèche (Figure 1.2). D'abord, un système épand une première couche uniforme de poudre sur la plaque d'impression. Puis, une source d'énergie, généralement un laser ou un faisceau d'électrons, fusionne les particules aux endroits

nécessaires pour former la géométrie de la pièce ainsi que les supports d'impression. Ces deux étapes sont répétées jusqu'à l'obtention de la géométrie complète de la pièce. Les matériaux qui peuvent être fabriqués par le procédé PBF sont des alliages qui peuvent être soudés à l'état liquide. Comme dans les procédés de soudage, l'atmosphère dans la chambre d'impression doit empêcher la contamination du bain de fusion en utilisant des gaz inertes. La fusion locale entraîne un gradient de température élevée pouvant provoquer des fissures. Pour éviter cela, la pièce imprimée est chauffée par conduction via le plateau d'impression. Après l'impression, un recuit est généralement nécessaire afin de diminuer les contraintes résiduelles d'origine thermique. Finalement, les pièces imprimées doivent être retirées de la plaque d'impression soit par sciage ou par électroérosion.

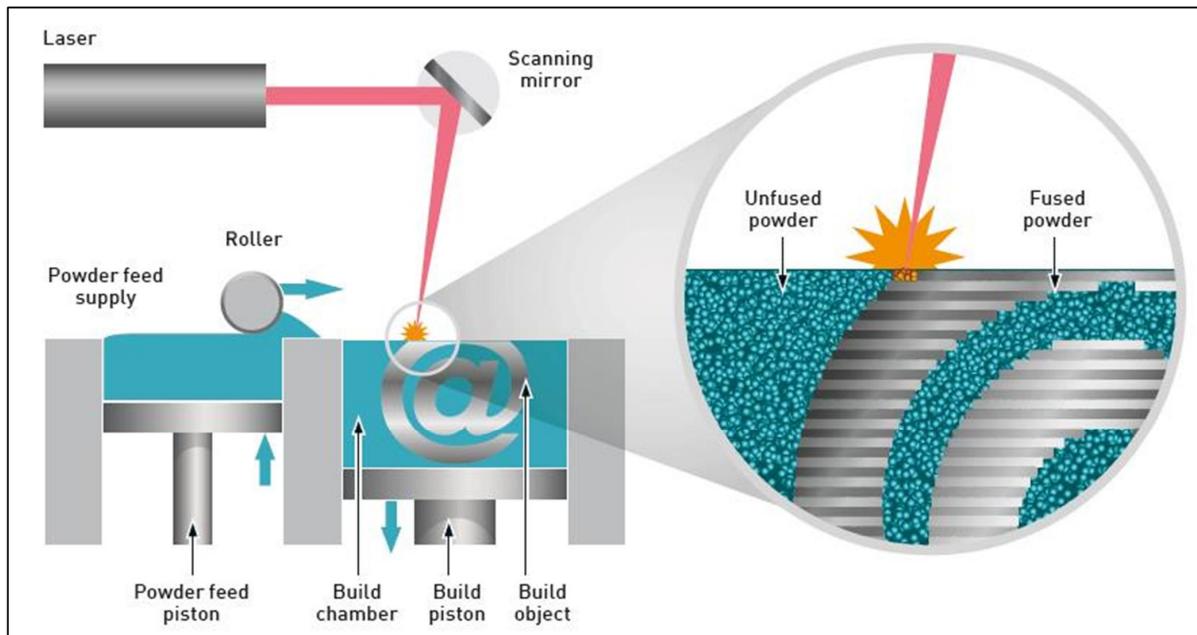


Figure 1.2 Fusion sur lit de poudre (PBF)
Tirée de cmte.ieee.org

1.1.2 Jet de liant

La fabrication additive par jet de liant (en anglais *binder jetting, BJT*) utilise le principe de mise en forme, déliançage et frittage pour fabriquer une pièce métallique dense. La mise en forme de la pièce, illustrée à la Figure 1.3, débute avec une mince couche de poudre sèche sur

laquelle un liant polymérique est projeté sélectivement pour former la première couche de la pièce. Par la suite, une nouvelle couche de poudre sèche est étendue et le processus est répété pour obtenir la géométrie complète.

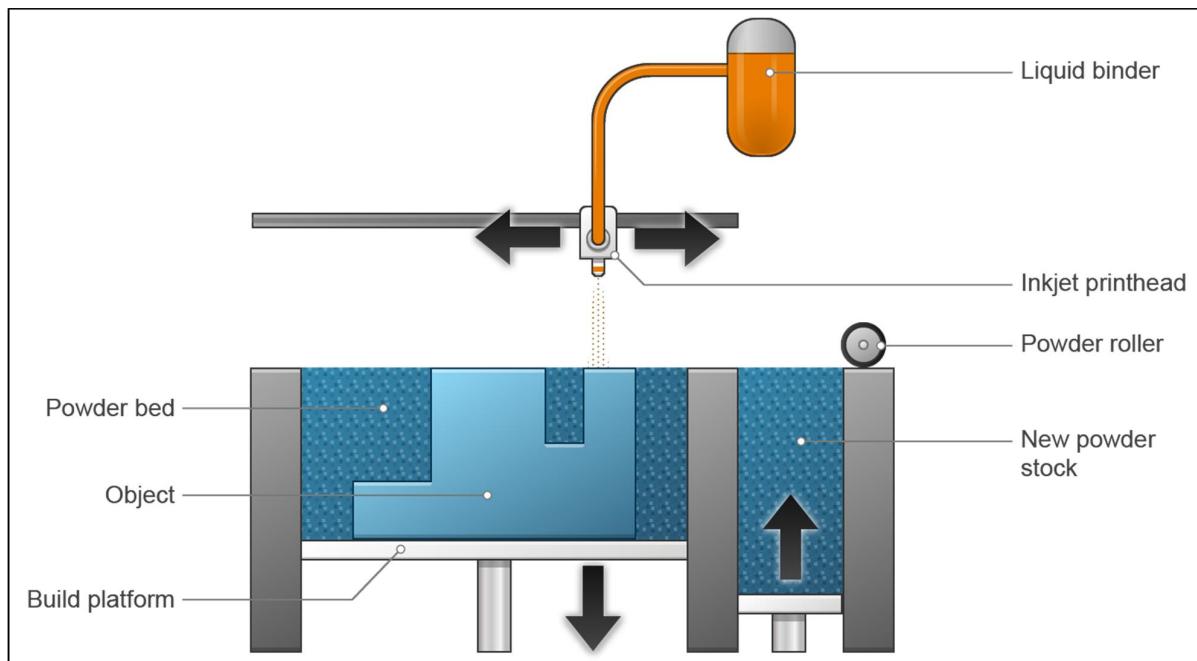


Figure 1.3 Procédé de jet de liant
Tirée de make.3dexperience.3ds.com

La pièce obtenue que l'on nomme pièce à vert est ensuite déliançée pour retirer les composants polymériques de la pièce laissant des vides entre les particules de poudre. La pièce est alors placée dans un four pour l'étape de frittage durant laquelle l'augmentation de la température permet aux particules de se souder à l'état solide par le mécanisme de diffusion afin de transformer les particules en joints interparticulaires puis finalement en joints de grains. Les pores laissés par le liant sont refermés et la pièce rétrécie formant ainsi une pièce métallique dense. L'évolution de la microstructure présentée à la Figure 1.4 permet de voir l'évacuation du liant lors du déliançage, puis le rapprochement des particules de poudres durant le frittage.

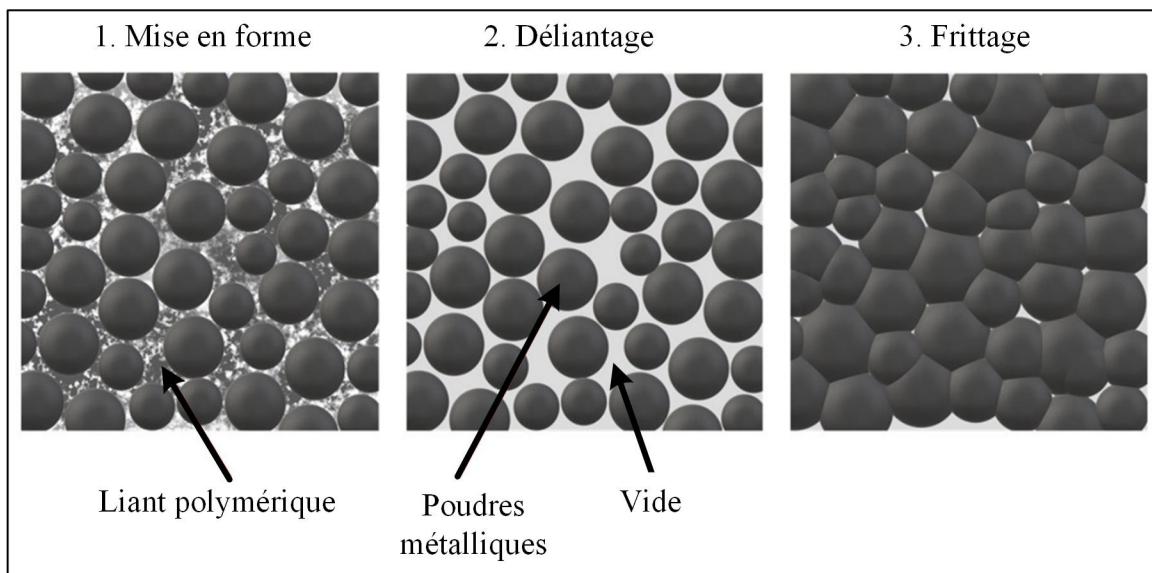


Figure 1.4 Procédé de jet de liant – évolution de la microstructure
Adaptée de S. Spiller, Berto, et Razavi (2022)

1.1.3 Dépôt de métal

Le procédé de dépôt de métal (en anglais *direct energy deposition, DED*) regroupe les procédés dont un métal d'apport solide (fil ou poudre) est délivré vers une source de chaleur (laser ou arc électrique) pour le liquéfier et le déposer couche par couche. Les différentes méthodes de soudage (WAAM) avec métal d'apport font d'ailleurs partie de cette catégorie. Une technologie plus récente est le dépôt de matière sous flux d'énergie qui consiste en l'utilisation d'un faisceau laser qui agglomère la poudre métallique et la projette sur une surface (Figure 1.5). Cette technique est plus appropriée pour la réparation de pièce de grandes dimensions, car ce n'est pas une méthode très précise. Pour créer des murs non supportés, un système de déplacement multiaxe est nécessaire, car la matière est ajoutée selon la direction de projection de la matière ce qui augmente considérablement le coût du procédé. On retrouve généralement cette technologie dans des centres d'usinage possédant la capacité d'ajouter et couper le métal pour dimensionner précisément les pièces.

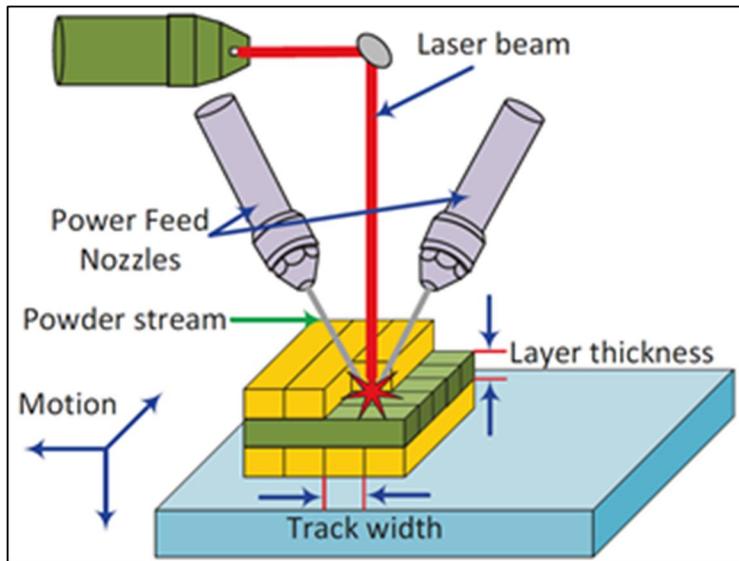


Figure 1.5 Procédé de dépôt de métal
Tirée de Gibson, Rosen, Stucker, et Khorasani (2021)

1.1.4 Extrusion de matière

De façon similaire au procédé de jet de liant, la fabrication additive par extrusion de polymère hautement chargé (ou en anglais *material extrusion additive manufacturing of highly-filled polymers, MEAM-HP*) est réalisée en quelques étapes comme illustrées à la Figure 1.6. D’abord, la mise en forme des pièces est réalisée de façon similaire au procédé de fil fondu (ou en anglais *fused filament fabrication, FFF*), bien connu pour l’impression des plastiques. Un mélange de poudres métalliques et liant polymérique à l’état liquide est poussé à travers une buse et déposé sur un plateau d’impression pour bâtir une pièce couche par couche. Le mélange solidifie au contact avec le plateau d’impression ou de la couche précédemment déposée permettant d’obtenir la géométrie désirée. Après l’impression, la pièce est détachée de la surface d’impression et les étapes de déliançage et frittage décrites plus haut sont effectuées pour obtenir une pièce métallique dense.

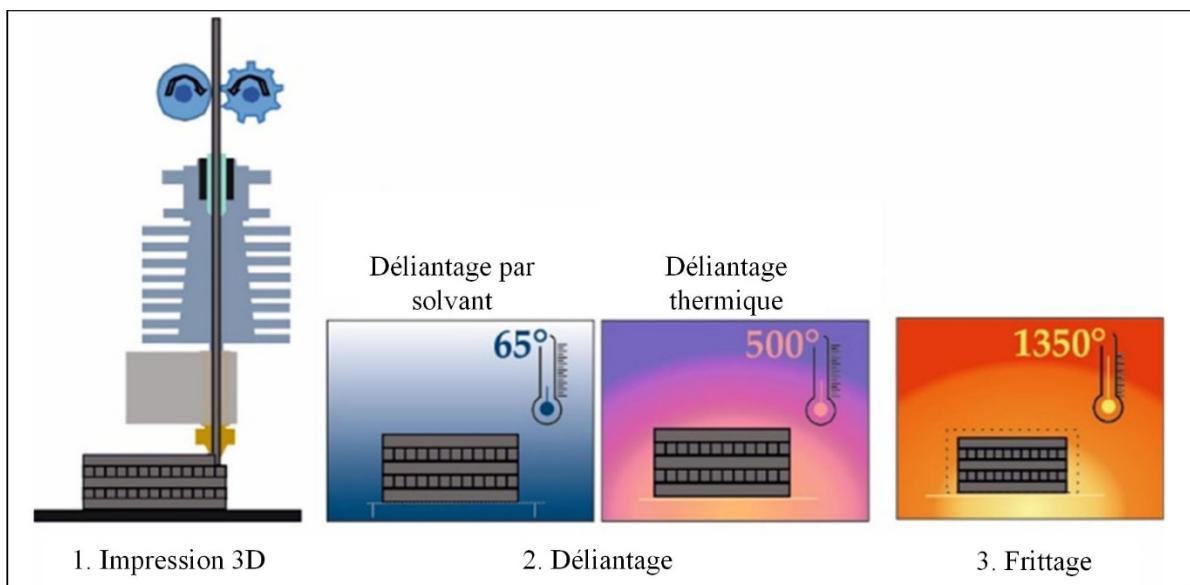


Figure 1.6 Étapes du procédé MEAM-HP
Tirée de Thompson et al. (2021)

Bien que les balbutiements de ce procédé soient apparus en 1994 (Geiger, Greul, Steger, & Sindel, 1994), ce n'est que depuis l'expiration du brevet de Stratasys en 2009 que les recherches sur le MEAM-HP se sont multipliées. En 2017, les premières imprimantes 3D commerciales pour le procédé MEAM-HP ont vu le jour dont la Studio, commercialisée par la compagnie Desktop Metal. Trois pièces fabriquées par cette imprimante sont présentées à la Figure 1.7.

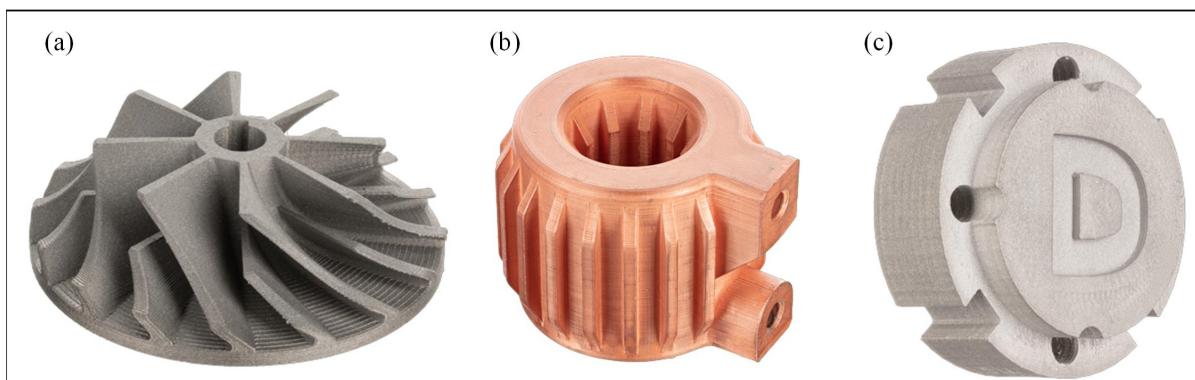


Figure 1.7 Exemples de pièces imprimées par le procédé MEAM-HP (a) rotor en 17-4PH, (b) échangeur de chaleur en cuivre et (c) poinçon pour l'embossage de tôle en acier 4140
Tirée de desktopmetal.com

L'intérêt industriel du procédé MEAM-HP par rapport aux autres procédés d'impression 3D est principalement les coûts de revient plus faibles des pièces, l'absence de manipulation de poudre sèche, la facilité d'utilisation et la rapidité à laquelle les matériaux d'impression peuvent être remplacés. En contrepartie, la technologie n'a pas atteint la même maturité que le procédé PBF où les propriétés mécaniques et dimensionnelles des pièces produites par MEAM-HP sont inférieures et moins répétables (Sadaf, Bragaglia, & Nanni, 2021).

1.2 Étapes du procédé de MEAM-HP

Puisque le présent projet s'oriente sur le développement de cette approche d'impression, cette section présente les quatre étapes du procédé MEAM-HP, soit la préparation des mélanges, la mise en forme par impression 3D, le déliantage et le frittage.

1.2.1 Préparation des mélanges

Les mélanges utilisés en MEAM-HP sont très similaires et parfois identiques à ceux utilisés dans le procédé de moulage par injection de métal (MIM). Leur préparation consiste à mélanger de la poudre métallique avec un liant polymérique à une température supérieure au point de fusion des polymères jusqu'à l'atteinte d'un mélange homogène. Le brassage du mélange se fait généralement sous vacuum pour éliminer les bulles d'air du mélange. L'homogénéité des mélanges est essentielle afin de garantir des propriétés rhéologiques constantes, mais également pour éviter que des agglomérats bouchent la buse de l'imprimante 3D. Elle est également nécessaire pour garantir le déliantage complet et un retrait uniforme durant le frittage, donc un meilleur contrôle dimensionnel des pièces. L'homogénéité dépend non seulement de la méthode et du temps de brassage, mais aussi du choix de la poudre et du liant et de leur proportion respective. Les caractéristiques des composants des mélanges sont brièvement décrites dans les sections ci-dessous.

Caractéristiques des poudres

La taille et la forme des particules ont un impact significatif sur la performance du procédé. En MIM, il a été déterminé par expérience qu'une taille de particules inférieure à 22 µm pour 90% du nombre de particules ($D_{90} < 22 \mu\text{m}$) est idéale (D. F. Heaney, 2019). Ce même requis convient généralement au procédé MEAM-HP, car les étapes de déliantage et de frittage sont pratiquement identiques au MIM et il n'y a pas de risque de boucher la buse des imprimantes 3D qui a généralement un diamètre variant entre 250 à 800 µm. Cependant, pour l'impression de mince couche (50 µm), des particules plus fines sont préférables pour conserver une répartition uniforme du liant et des particules. De plus, elles favorisent la rétention de la géométrie de la pièce lors du déliantage par un plus grand nombre de contacts entre les particules dans un volume donné et l'espace entre les particules est plus petit ce qui accélère l'étape de frittage, car le déplacement de la matière est plus faible. Cependant, de petites particules sont plus dispendieuses à produire et elles augmentent la viscosité des mélanges. Cela fait augmenter la pression d'extrusion et nuit au fonctionnement des extrudeurs. Ce sujet est discuté plus en détail dans les sections 1.3 et 1.5.

Des particules ayant une géométrie sphérique sont préférables, car les particules irrégulières peuvent avoir tendance à s'emboiter entre elles lorsqu'elles sont compactées. Une compaction des particules peut avoir lieu dans la partie conique de la buse où le diamètre est réduit de 2.6 mm à typiquement 0.4 mm pour l'orifice de la buse. L'emboîtement des particules peut causer des variations de débit ou encore un blocage total de la buse. Les particules sphériques permettent donc d'avoir un comportement rhéologique plus constant qu'avec des particules de forme irrégulière.

Liant polymérique

Le liant polymérique possède plusieurs rôles importants dont le premier est d'assurer la répartition homogène de la poudre dans le mélange. Deuxièmement, le liant doit conférer au mélange la viscosité adéquate durant l'impression 3D pour d'abord transporter la poudre, permettre au mélange d'épouser la forme des lignes d'impression précédemment déposées, puis figer rapidement la géométrie en place lors de son refroidissement. Finalement, la

composition du liant doit permettre de conserver la géométrie de la pièce durant le déliançage. Les liants conventionnels contiennent généralement trois types de composants différents. Le composant principal, qui représente entre 50 et 90 vol. %, peut être classé en trois catégories en fonction de la méthode de déliançage :

- Matériau qui est retiré thermiquement (ex. : cire de paraffine)
- Matériau qui se dissout dans l'eau (ex. : polyéthylène glycol)
- Matériau qui se dégradent par une réaction catalytique (ex. : polyméthylène)

Le composant secondaire joue le rôle de squelette qui maintient la géométrie intacte lorsque le composant principal est retiré durant la première étape de déliançage. Celui-ci représente entre 0 et 50 vol. % alors que les additifs représentent de 0 à 10 vol. %. Les additifs peuvent être multiples, comme des agents dispersants (ex. : acide stéarique) et des stabilisants (ex. : éthylène acétate de vinyle) qui permettent d'éviter les agglomérations et la ségrégation des composants respectivement. Pour les mélanges qui seront transformés en bobine de filament, un élastomère est généralement ajouté au mélange afin de diminuer la rigidité du filament.

Rhéologie des mélanges

En impression 3D, on s'intéresse principalement à la rhéologie à l'état liquide pour déterminer la viscosité en fonction du taux de déformation en cisaillement pour différentes températures. Les essais de rhéologie sont réalisés avec un rhéomètre rotatif pour mesurer la viscosité à faible taux de déformation en cisaillement et un rhéomètre capillaire pour les valeurs élevées. Typiquement, les taux de déformation en cisaillement lors de l'impression 3D oscillent entre 100 et 500 s^{-1} , donc le rhéomètre capillaire est plus approprié. La viscosité typique d'un mélange MIM utilisé en MEAM-HP est présentée à la Figure 1.8a. Ce mélange PolyMIM 8740 possède une viscosité approximative de 500 Pa*s à un taux de cisaillement de 300 s^{-1} à une température de 185°C. En comparaison, un mélange considéré à basse viscosité possède généralement une viscosité inférieure à 100 Pa*s pour ce même taux de cisaillement. Les mélanges de poudres métalliques et de liant polymérique ont généralement un comportement rhéofluidifiant, c'est-à-dire que la viscosité décroît avec l'augmentation du taux de déformation en cisaillement (Figure 1.8b). Les mélanges à haute viscosité ont généralement un

comportement rhéofluidifiant plus important à un faible taux de déformation en cisaillement ($<100 \text{ s}^{-1}$) que les mélanges à basse viscosité. Cela signifie qu'un mélange à haute viscosité « fige » plus rapidement que les mélanges à faible viscosité. Cette caractéristique est désirable en impression 3D pour la précision dimensionnelle des pièces, mais peut être néfaste pour épouser complètement la forme des lignes d'impression déjà déposées.

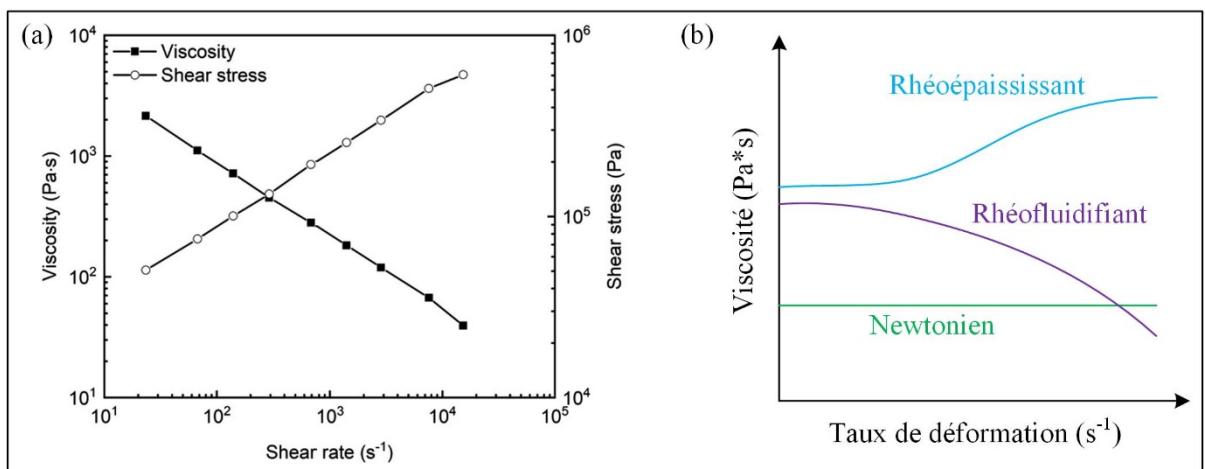


Figure 1.8 (a) Profil de viscosité à 185°C du mélange PolyMIM 8740, et (b) type de comportement rhéologique
Tirée de (a) Riaz et al. (2022)

L'utilisation d'un troisième type de rhéomètre, le rhéomètre torque, permet de déterminer la fraction volumique de poudre critique. Cette valeur correspond au volume maximal de poudre dans un mélange tout en ayant le liant qui recouvre toutes les particules et remplit tous les vides entre celles-ci. Pour déterminer cette valeur, on observe le graphique du couple en fonction du temps comme illustré à la Figure 1.9a. Lorsque le couple n'atteint pas de plateau et que sa valeur est beaucoup plus élevée comme c'est le cas à 65% dans cet exemple, le mélange est considéré comme hétérogène, signifiant que la fraction de poudre est trop élevée. Une deuxième méthode pour évaluer la fraction volumique de poudre est d'effectuer une mesure de densité à l'aide d'un pycnomètre et d'une balance comme présentée à la Figure 1.9b. Lorsque la densité mesurée s'éloigne beaucoup de la densité théorique comme c'est le cas à 65% dans cet exemple, cela signifie qu'il y a présence d'air entre les particules et donc une

carence en liant. À l'aide de ces deux essais, on conclut que la fraction volumique maximale est de 62.5%, soit le point mesuré précédent la valeur trop élevée.

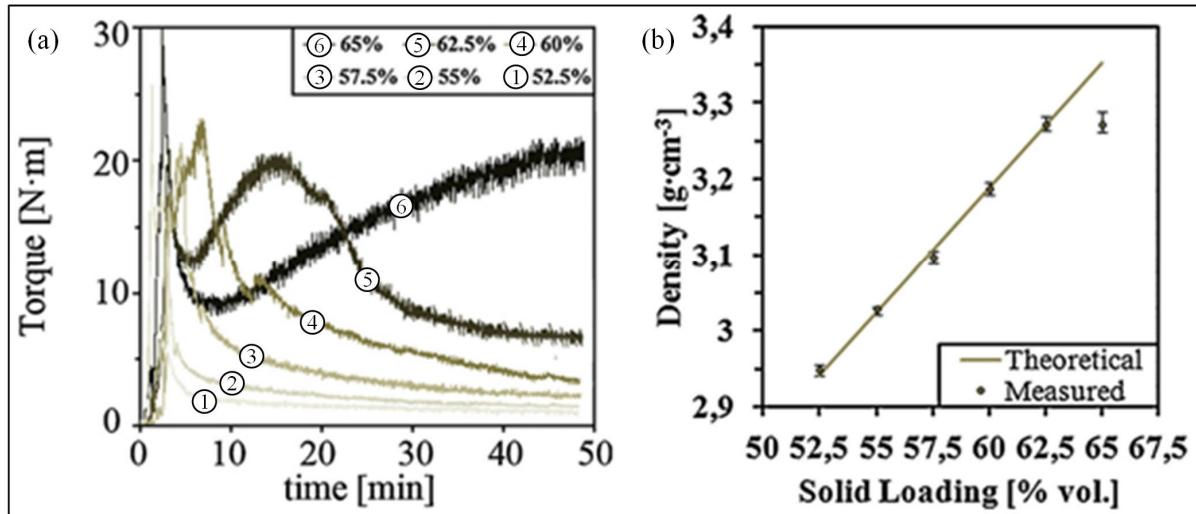


Figure 1.9 Détermination de la fraction volumique de poudre maximale en mesurant (a) le couple en fonction du temps au rhéomètre torque et (b) la densité au pycnomètre
Tirée de Hidalgo, Jimenez-Morales, et Torralba (2012)

De façon générale, une fraction volumique de poudre la plus élevée possible est désirable, car le retrait volumique durant le frittage est plus faible. En effet, le volume des pores précédemment occupé par le liant est moins élevé, donc les particules métalliques ont moins besoin de se rapprocher entre elles. Avec moins de retrait, la précision dimensionnelle des pièces est plus facile à contrôler et le risque de fissuration est réduit. Cependant, la viscosité augmente avec une fraction volumique de poudre plus élevée, car l'interaction entre les particules est plus importante due à la proximité entre celles-ci (Aslam et al., 2016). Une viscosité trop élevée peut engendrer l'apparition de défauts intercouches et peut réduire la performance de l'extrudeur de l'imprimante provoquant un contrôle moins précis du débit.

1.2.2 Mise en forme par impression 3D

Le procédé d'impression 3D comprend quatre sous-étapes qui incluent la modélisation 3D de l'objet (Figure 1.10a), l'enregistrement dans un format d'impression 3D (tel que STL, 3MF et OBJ présenté à la Figure 1.10b), sa découpe en tranche et la génération des parcours

d'impression pour chacune de ces tranches (Figure 1.10c) et finalement l'impression 3D (Figure 1.10d). Pendant la découpe, les paramètres d'impression incluant la mise à l'échelle de la pièce en prévision du retrait causé par le frittage sont définis.

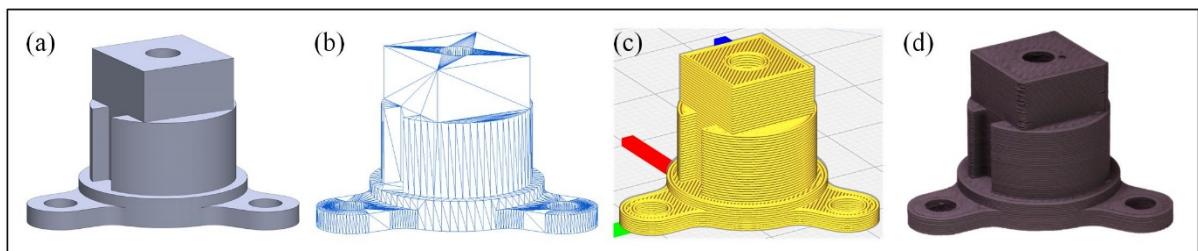


Figure 1.10 Quatre étapes de l'impression 3D : (a) création du modèle 3D de l'objet, (b) conversion en fichier STL, (c) ajustement des paramètres d'impression dans le logiciel de découpe et (d) impression 3D de l'objet

Il existe des centaines de paramètres d'impression, mais les dix paramètres listés ci-bas sont particulièrement importants :

- Hauteur de couche
- Largeur de ligne
- Multiplicateur de débit
- Température d'extrusion
- Température du plateau d'impression
- Vitesse d'impression
- Orientation de la pièce
- Nombre de périmètres
- Type de remplissage
- Refroidissement externe

Les paramètres de hauteur de couche et de largeur de ligne sont illustrés à la Figure 1.11c où l'encadré pointillé délimite une ligne d'impression en vue de coupe. Il est à noter que cette représentation a été modélisée afin de montrer les défauts typiques observés dans le procédé MEAM. Ces défauts intercouches se retrouvent à la jonction de deux lignes d'impression côte à côté.

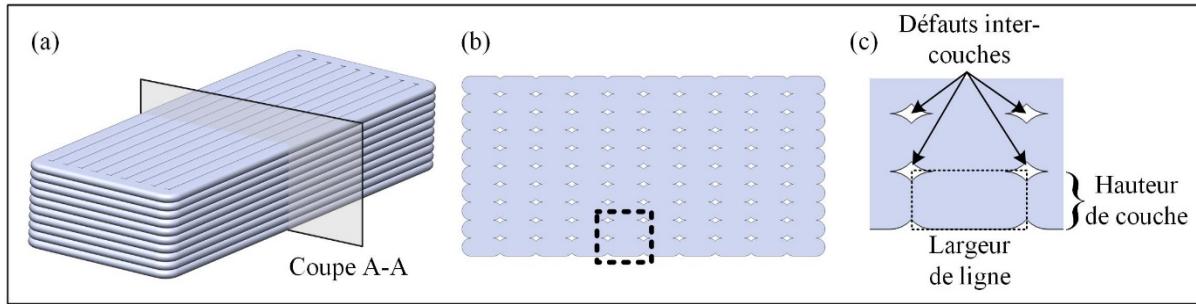


Figure 1.11 Représentation d'une pièce imprimée (a) en totalité, (b) vue de coupe A-A et (c) zoom sur la vue de coupe A-A montrant les défauts intercouches

Le débit est calculé en multipliant l'aire de la section transversale d'une ligne d'impression comme montré à la Figure 1.11c par la vitesse d'impression. Il est possible d'altérer le débit calculé en ajustant le paramètre « multiplicateur de débit ». Ce paramètre est normalement de 100% pour un extrudeur bien calibré, car il est indésirable de surremplir ($>100\%$) ou sous-remplir ($<100\%$) la pièce à imprimer. La vitesse d'impression est la vitesse linéaire de la buse d'impression relativement au plateau dans le plan x-y de l'impression (i.e., plateau ou buse en mouvement). L'orientation de la pièce sur le plateau d'impression comme illustrée à la Figure 1.12a est importante et sa considération débute idéalement dès la conception de la pièce pour éviter la nécessité de supports d'impression. De plus, les chargements appliqués sur la pièce en service doivent être considérés en raison des propriétés mécaniques anisotropiques des pièces imprimées. Durant l'impression, deux types de parcours d'impression sont particulièrement importants, soit le parcours de périmètre et celui de remplissage tel qu'illustré à la Figure 1.12b. Le parcours de périmètre est nécessaire afin de mieux définir la géométrie de la pièce. Le parcours de remplissage peut être réalisé selon différentes directions, dont la plus populaire est une alternance à $\pm 45^\circ$ à chaque couche. Finalement, le refroidissement de la pièce est généralement réalisé par la mise en marche d'un ventilateur dont la vitesse peut être ajustée. Un conduit permet d'acheminer l'air frais sur le mélange à la sortie de la buse pour figer la géométrie de la pièce en place plus rapidement.

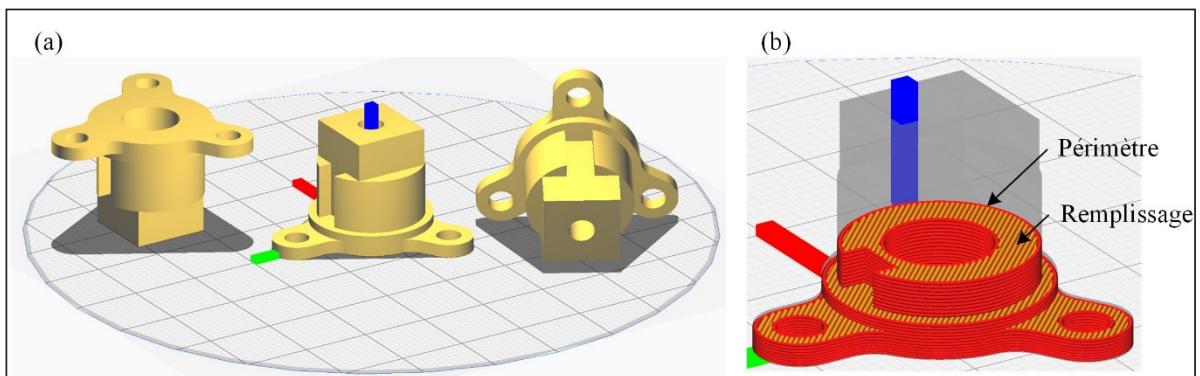


Figure 1.12 (a) Paramètre de l'orientation pièce et (b) périmètre (rouge) et de remplissage (orange)

1.2.3 Déliantage

Après la mise en forme de la pièce par impression 3D, le liant polymérique visible sur la Figure 1.13a doit être éliminé avant l'étape du frittage. En fonction de la nature du liant, trois méthodes de déliantage peuvent être utilisées, soit thermique, par solvant ou par catalyseur. Le déliantage s'effectue généralement en deux étapes en commençant par l'élimination de la majorité du liant primaire et en laissant en place le liant secondaire réparti comme un squelette dans la pièce, afin que celle-ci conserve sa forme ainsi qu'une résistance mécanique adéquate pour être manipulée (Figure 1.13b). La deuxième étape du déliantage s'effectue lors de la montée graduelle en température du cycle de pré-frittage. Le liant secondaire est brûlé en même temps que la création des premiers ponts entre les particules de poudre (Figure 1.13c). Les compagnies Rapidia (2019) et Desktop Metal (2021) proposent désormais des mélanges qui permettent d'envoyer les pièces imprimées directement au frittage, éliminant ainsi l'étape dédiée de déliantage. Rapidia utilise un liant à base d'eau qui s'évapore durant l'impression et qui contient environ 1-2% de liant secondaire qui est brûlé lors de la montée en température du frittage. Aucune information n'est disponible pour les mélanges de Desktop Metal.

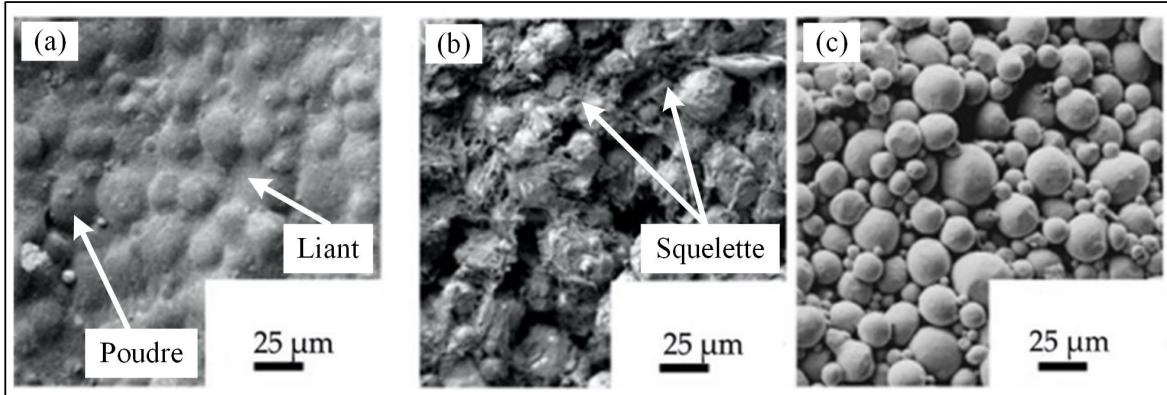


Figure 1.13 Microstructure après (a) l'impression 3D, (b) le déliantage par solvant, et (c) le déliantage thermique

Adaptée de Thompson et al. (2021)

Pour les mélanges sans liant secondaire, le liant est complètement retiré thermiquement en une seule étape. Cette méthode nécessite que la pièce soit placée dans une poudre d'alumine pour la supporter durant le retrait du liant. Lorsque la température dépasse légèrement le point de fusion du liant, celui-ci est progressivement absorbé par la poudre d'alumine par effet capillaire. Puis, la température est augmentée davantage afin de créer des ponts entre les particules de poudre. Cette étape de pré-frittage donne une résistance adéquate à la pièce afin de la retirer de l'alumine et de la placer dans la fournaise de frittage. Les désavantages principaux de cette méthode sont la manipulation additionnelle des pièces pour les placer dans la poudre d'alumine et la gestion de l'alumine souillée après le déliantage.

1.2.4 Frittage

L'étape de frittage permet la consolidation des poudres métalliques pour l'obtention d'une pièce dense. Cette opération est réalisée entre 70 et 90% de la température de fusion de la poudre métallique dans une atmosphère qui dépend de la réactivité des poudres. Avec l'augmentation de la température, l'énergie de surface diminue permettant la formation de liens entre les particules. À partir d'environ la moitié de la température de fusion, la diffusion atomique et des changements chimiques ont lieu. Plusieurs mécanismes de diffusion et d'écoulement sont responsables du déplacement de la matière. Par ces mécanismes, le taux de porosité diminue et la pièce rétrécit. Le retrait lors du procédé de frittage est rarement uniforme

à cause de plusieurs facteurs, entre autres, à cause de la variation de la dimension des pores après déliantage, d'où l'importance de l'homogénéité des mélanges.

1.3 Fonctionnement des imprimantes MEAM-HP

Les imprimantes 3D pour le procédé MEAM-HP possèdent deux assemblages importants, soit un système de déplacement du plateau d'impression ou de la buse selon les directions XYZ et un extrudeur permettant de pousser le mélange fondu à travers une buse. Il existe trois catégories d'extrudeur : à vis, à filament et à piston. L'extrudeur présenté à la Figure 1.14a utilise une vis d'extrusion similaire à celle que l'on retrouve dans les machines d'injection de plastique permettant de liquéfier la matière première sous forme de granulés puis de la pousser à travers une buse. L'extrudeur à filament (Figure 1.14b) entraîne le mélange sous forme de filament dans un réservoir chauffé permettant de le liquéfier ou le ramollir avant de sortir par la buse et d'être déposé sur le plateau d'impression. Finalement, l'extrudeur à piston illustré à la Figure 1.14c suit le principe de la seringue où le mélange est conservé à l'état fondu dans le réservoir, puis poussé par le piston. Chaque type d'extrudeur est détaillé dans les sections ci-dessous afin d'identifier leurs avantages et inconvénients.

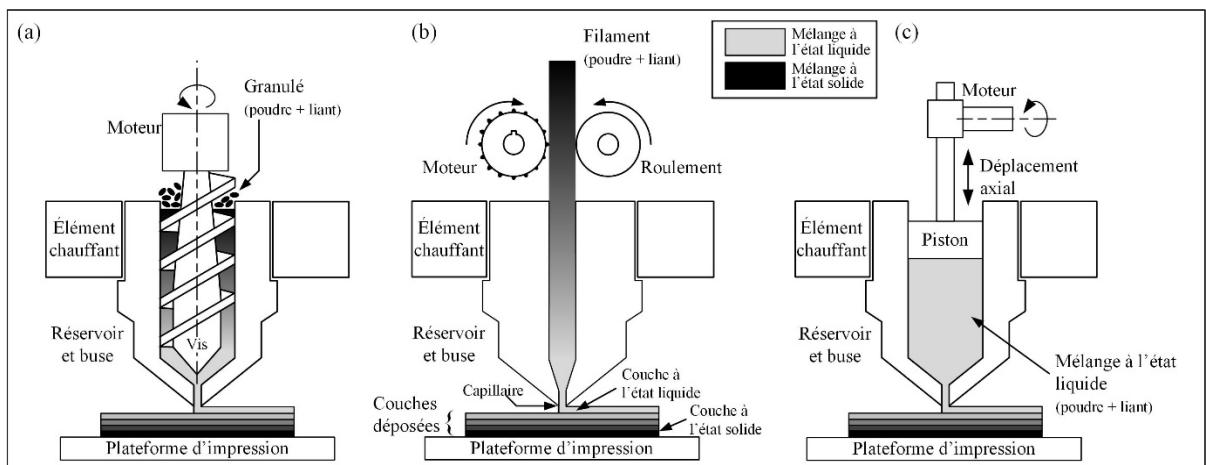


Figure 1.14 Schéma de principe du procédé MEAM-HP (a) extrudeur à vis, (b) extrudeur à filament, (c) extrudeur à piston

1.3.1 Extrudeur à vis

L’extrudeur à vis (Figure 1.15) permet d’utiliser la matière première sous forme de granulé, donc les matériaux déjà offerts pour le MIM sont directement utilisables. Le granulé à l’état solide est entraîné par la vis dans un cylindre chauffé où il se liquéfie. La géométrie conique de l’âme de la vis d’extrusion permet de bâtir la pression nécessaire pour faire sortir le mélange à l’autre extrémité. En plus de la grande sélection de matériaux, l’extrudeur à vis ne limite pas la fraction volumique de poudre comme c’est le cas pour l’extrudeur à filament. Cependant, l’extrudeur à vis est complexe à calibrer pour obtenir le débit désiré à la sortie de la buse (Riaz et al., 2022). De plus, l’extrudeur à vis constitue d’un assemblage lourd qui nécessite une imprimante plus robuste pour soutenir son poids et vaincre les forces d’accélération.

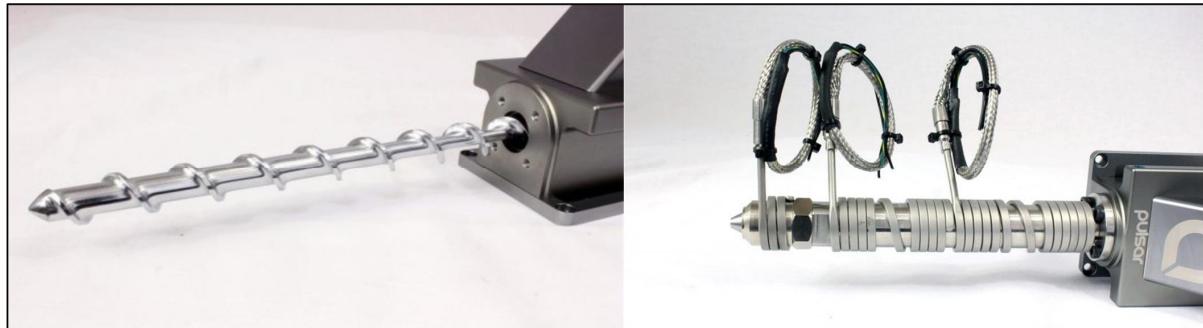


Figure 1.15 Extrudeur à vis
Tirée de dyzedesign.com

La compagnie Arburg (Figure 1.16) propose une variante de ce procédé en ajoutant une valve à pointeau qui contrôle les départs et arrêts de débit. La vis d’extrusion sert uniquement à bâtir une pression du mélange. Contrairement à tous les autres types d’extrudeurs, ce sont des gouttelettes de matière qui sont déposées successivement l’une après l’autre au lieu d’être des lignes continues. La valve à pointeau est contrôlée par un actuateur piézoélectrique permettant d’être actionné jusqu’à 200 fois par seconde. L’avantage principal de cette technologie est que le débit est mieux contrôlé, car le volume de chaque gouttelette de matière peut être ajusté presque instantanément. Cependant, la taille des particules doit être inférieur à 10 µm, car la course de la valve à pointeau est limitée (90 µm) et des particules trop grosses pourraient coincer et nuire au fonctionnement de l’imprimante.

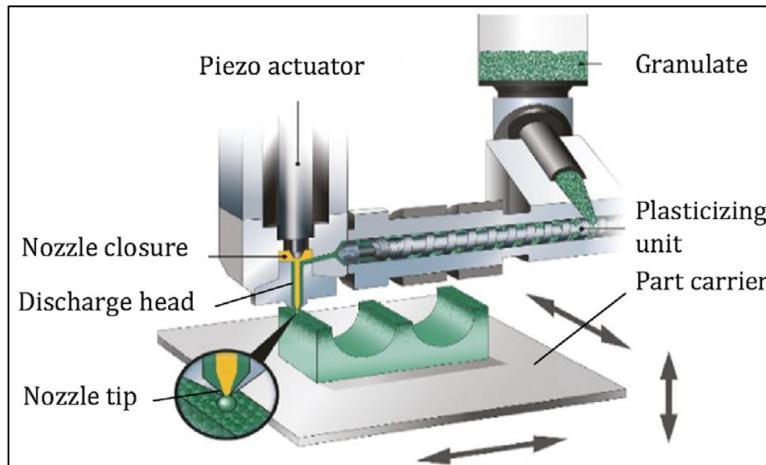


Figure 1.16 Imprimante Arburg Freeformer
Tirée de Q. Spiller et Fleischer (2018)

1.3.2 Extrudeur à filament

La matière première sous forme de filament est très utilisée pour le MEAM-HP, car les filaments chargés de particules métalliques peuvent être aussi utilisés sur les imprimantes 3D initialement dédiées pour les polymères qui sont peu dispendieuses et très répandues. La matière première sous forme de filament cylindrique ayant un diamètre de 1.75 ou 2.85 mm est poussée à travers une buse et un réservoir chauffé (Figure 1.17a). Une ou deux roues motrices dentées entraînent le filament en le déformant partiellement. Le filament doit être à la fois flexible pour être enroulé sur une bobine et rigide pour éviter le flambage comme montré à la Figure 1.17a. Le requis de flexibilité limite la fraction volumique de poudre à environ 60% (Gonzalez-Gutierrez, Cano, Schuschnigg, Holzer, & Kukla, 2018), car au-dessus de cette valeur, le filament devient trop cassant pour être enroulé sur une bobine. En gardant le filament dans une enceinte chauffée, la compagnie Markforged propose une imprimante qui utilise des filaments ayant une fraction volumique de 63% (Suwanpreecha & Manonukul, 2022a). Le manufacturier Desktop Metal contourne ce problème avec un extrudeur qui utilise des tiges cylindriques rigides de Ø6 mm comme matière première. Malheureusement, la fraction volumique de poudre n'est pas révélée par la compagnie.

La Figure 1.17b illustre l'échange thermique permettant de faire fondre le filament et de créer la pression nécessaire pour faire sortir le mélange fondu par la buse. D'abord, le filament fond lorsque celui-ci entre en contact avec la buse chaude. Puis, une portion du mélange fondu remonte dans le réservoir pour remplir l'espace entre le filament et la paroi interne du réservoir (dimension B sur la Figure 1.17b) due à la pression nécessaire pour faire sortir le mélange par la buse. Lorsque le mélange fondu atteint un certain niveau (dimension H^* sur la Figure 1.17b) vis-à-vis les ailettes qui refroidissent le réservoir, celui-ci solidifie à la surface créant ainsi un bouchon. Un équilibre de la pression est donc atteint et le volume de mélange sort entièrement par la buse.

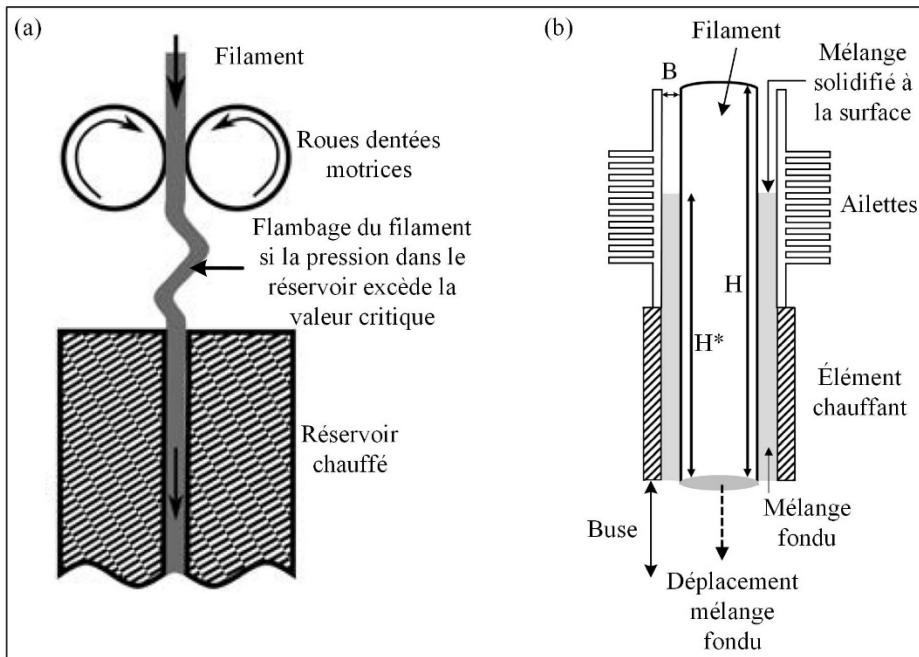


Figure 1.17 Procédé de fil fondu (a) flambage du filament adapté de et
 (b) échange thermique dans le tube chauffé
 Adaptée de (a) Turner, Strong, et Gold (2014) et (b) Mackay (2018)

Il est à noter qu'une variation du débit entraîne le déplacement du « bouchon » à cause du changement de la pression. De plus, la durée de l'échange thermique varie en fonction du débit. Par exemple, lorsque le débit augmente, la vitesse du filament plus élevée réduit le temps durant lequel le transfert de chaleur se produit. La grande majorité des extrudeurs à filament ne mesure pas la température du mélange dans la buse, mais plutôt celle du réservoir. Puisque

la température du mélange n'est pas mesurée directement, la température de l'élément chauffant doit être augmentée lorsque le débit augmente pour garder le mélange à la température d'extrusion désirée. Le réglage de la température se fait généralement par essai-erreur.

Un défi associé à la fabrication des filaments est l'obligation de respecter une tolérance dimensionnelle et géométrique serrée au niveau du diamètre et de la cylindricité. Lorsque le diamètre du filament est plus élevé que sa valeur nominale, le débit augmente. L'inverse se produit lorsque le diamètre réel est plus petit que la valeur nominale. La compagnie BASF produit des bobines de filament d'acier inoxydable 316L dont la tolérance est de ± 0.05 mm sur le diamètre nominal de 1.75 mm (BASF, 2021), donc une variation possible du débit d'environ $\pm 5.7\%$. Dans la littérature, la meilleure tolérance obtenue est ± 0.02 mm (Abe et al., 2021) alors que la pire est ± 0.1 mm (Sadaf et al., 2021), ce qui correspond à une variation du débit de ± 2.3 et $\pm 11.5\%$ respectivement.

Un débit réel trop faible engendre nécessairement l'apparition de porosité dans la pièce imprimée, ce qui est indésirable, car les propriétés mécaniques diminuent. Un débit trop élevé provoque un surremplissage menant à des erreurs dimensionnelles. Une étude récente (Badarinath & Prabhu, 2022) propose un système optique qui mesure la largeur de ligne déposée par la buse afin de déterminer si le débit réel correspond au débit commandé. Bien que cela soit un pas dans la bonne direction, la fréquence d'acquisition des données utilisées dans cette étude était trop faible pour faire des corrections de débit en temps réel. De plus, la position de l'appareil photo ne permettait pas d'avoir une vision 360° autour de la buse. On peut conclure que les imprimantes à filament actuelles ont trois inconvénients majeurs, soit 1) l'étape supplémentaire de mise en forme du filament, 2) les variations importantes de débit en raison des variations inévitables du diamètre et 3) la limite de fraction volumique de poudre pour respecter le critère de flexibilité. En outre, ces deux dernières limitations font en sorte que la fabrication de pièces précises devient intrinsèquement impossible.

1.3.3 Extrudeur à piston

L’extrudeur à piston suivant le principe d’une seringue est le moins utilisé pour le procédé MEAM-HP. Son fonctionnement consiste en un piston motorisé qui pousse le mélange fondu présent dans un réservoir cylindrique chauffé à travers une buse tel qu’illustré à la Figure 1.18a. Le premier inconvénient de ce type d’extrudeur provient du fait que le mélange est à l’état liquide durant une longue période. En effet, certains mélanges poudres-liant ont tendance à décanter avec le temps, les rendant non homogènes. Le deuxième inconvénient est la sensibilité de ce type d’extrudeur à l’air emprisonné dans le mélange. Lors d’une séquence d’extrusion, le mélange est compressé et l’augmentation de la pression compresse l’air emprisonné. Cela diminue la précision à laquelle l’extrudeur peut commencer et arrêter une séquence d’extrusion.

Ce phénomène a été observé récemment par (Waalkes, Längerich, Holbe, & Emmelmann, 2020) lors d’un test d’extrusion libre sur une balance. À débit constant, la masse mesurée devrait être proportionnelle au temps d’extrusion, mais ce n’est qu’après environ 380 s d’extrusion qu’une tendance linéaire est observée (Figure 1.18b). Pour contourner ce problème, la même équipe a tenté d’adapter le contrôle en position du piston en un contrôle en force (Waalkes, Längerich, Imgrund, & Emmelmann, 2022). De façon expérimentale, les forces d’extrusion ont été associées à un débit en convertissant la masse mesurée sur la balance en volume en passant par la densité du mélange (Figure 1.18c). Un aspect négatif de cette méthode est que la calibration du débit doit être effectuée pour chaque nouvelle formulation de mélange. De plus, la force d’extrusion mesurée durant ce test en extrusion libre est différente de celle pendant l’impression d’une pièce. En effet, la pression requise lors de l’impression est plus élevée, car le mélange à la sortie de la buse est contraint par le plateau d’impression ou encore les couches d’impression précédemment déposées. Le débit réel sera donc moins élevé lors de l’impression que lors de l’extrusion libre.

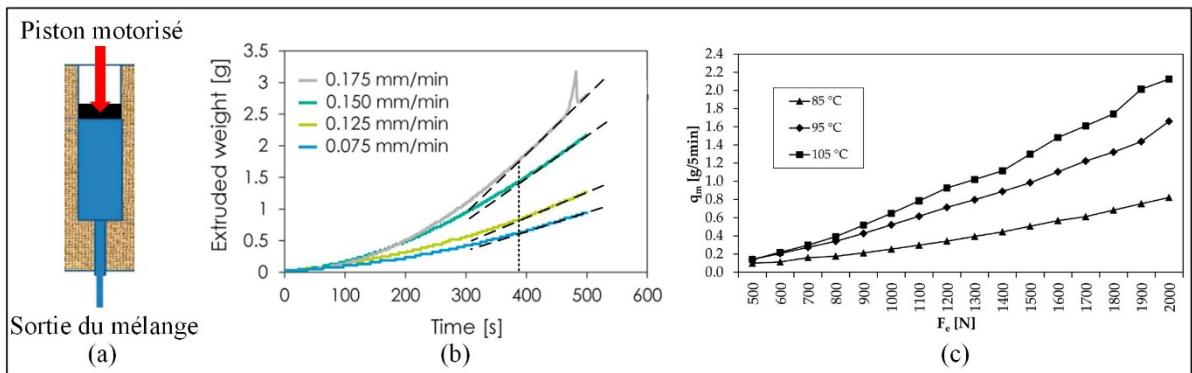


Figure 1.18 (a) Extrudeur à piston, adaptée de W. Li, Armani, Leu, et Landers (2017), (b) masse extrudée sur une balance en fonction du temps et (c) masse extrudée en fonction de la force d'extrusion

Adaptée de Waalkes et al. (2022)

Une étude (W. Li et al., 2017) sur l'impression de mélanges pâteux de céramique a investigué deux variantes de l'extrudeur à piston. Le point commun de ces variantes est l'ajout d'une valve qui permet de contrer l'écoulement naturel du mélange sans mouvement du piston dû à sa faible viscosité. La variante présentée à la Figure 1.19a propose l'ajout d'une valve à pointeau qui peut bloquer l'orifice de la buse afin de contrôler plus précisément les départs/arrêts d'extrusion. La deuxième variante illustrée à la Figure 1.19b remplace le contrôle en position du piston par un mécanisme appliquant une force constante (air comprimé) et la présence d'une vis volumétrique pour contrôler le débit. La vis possède des filets de taille constante permettant d'extruder précisément la quantité de matière requise en contrôlant sa vitesse de rotation.

Des essais expérimentaux montrés à la Figure 1.19c ont permis de comparer la performance de chaque extrudeur. La position des départs et arrêts des lignes d'impression est comparée aux lignes pointillées rouges pour déterminer quel type d'extrudeur est le plus précis. Les extrudeurs munis de la valve à pointeau ou de la valve à vis montrent une amélioration similaire comparativement à l'extrudeur à piston standard. Les lignes d'impression dépassent très peu les lignes pointillées rouges et les résultats sont répétables. La valve à vis permet de contrôler le débit plus précisément que la valve à pointeau, c'est-à-dire qu'il y a moins de variations de largeur pour les lignes d'impression. Bien que ces résultats soient bien intéressants, la viscosité

du mélange utilisé n'est pas mentionnée dans cet article, donc il est difficile de déterminer la valeur critique de viscosité pour justifier l'ajout de telles valves.

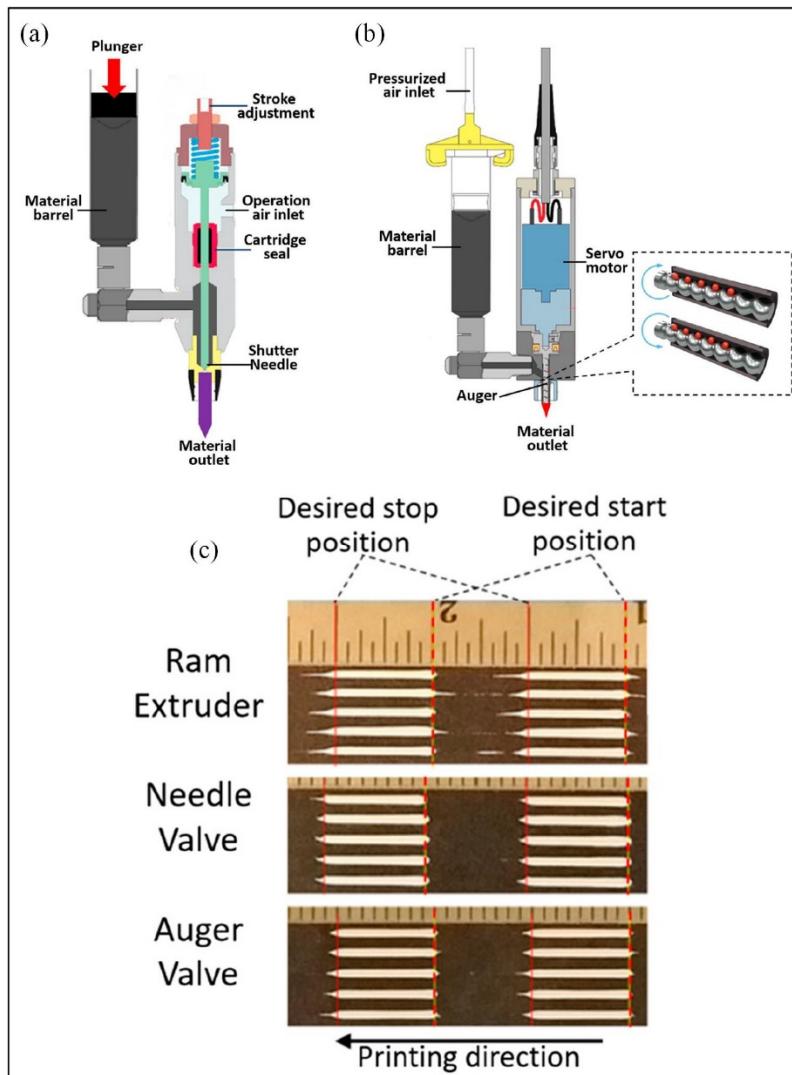


Figure 1.19 Variantes de l'extrudeur à seringue avec (a) valve à pointeau, (b) vis volumétrique et (c) test de lignes d'impression

Tirée de W. Li et al. (2017)

1.4 Imprimantes commerciales pour le MEAM-HP

En date de ce mémoire de maîtrise, six compagnies vendent des imprimantes dédiées pour l'impression de pâte métallique. Rapidia, Markforged et Desktop Metal vendent le procédé complet, c'est-à-dire la matière première, l'imprimante, le bassin de déliantage (s'il y a lieu) et la fournaise de frittage. Cela permet à ces compagnies de contrôler tous les paramètres du procédé et donc de garantir des propriétés mécaniques pour chaque matériau. D'un autre côté, les compagnies Pollen, 3d-figo et AIM3D proposent uniquement des imprimantes, capables d'imprimer des mélanges MIM disponibles sur le marché. Cette approche rend disponible un plus grand choix de matériaux et permet d'utiliser les étapes de déliantage et frittage déjà optimisées pour le procédé MIM. Cependant, les variables du procédé n'étant pas toutes contrôlées par une seule compagnie, l'optimisation du procédé doit être faite par l'utilisateur en collaboration avec le fabricant du mélange pour déterminer le facteur d'échelle nécessaire pour compenser le retrait volumique durant le frittage. Le Tableau 1.1 présente le type d'extrudeur, le prix obtenu en soumission (2020) et la géométrie de la matière première pour chacune des imprimantes.

Tableau 1.1 Imprimantes commerciales dédiées au procédé MEAM-HP

	Rapidia	Markforged Metal X	Desktop Metal Studio	Pollen AM	3d-figo	AIM3D EXAM
Type d'extrudeur	inconnu	Piston	Piston	Vis	Vis	Vis
Prix (CAD 2020)	72 500	72 400	87 000	210 000	39 000	167 000
Matière première	Pâte	Filament Ø1.75 mm	Tige Ø6 mm	Granulé MIM	Granulé MIM	Granulé MIM

AIM3D, Pollen et 3d-figo proposent des imprimantes avec un extrudeur à vis qui traitent la matière première sous forme de granulé. Markforged est la seule compagnie qui utilise la matière première sous forme de filament. Desktop Metal utilise plutôt des tiges cylindriques. Il n'a pas été possible de déterminer le type d'extrudeur pour la compagnie Rapidia. Il est

intéressant de noter que Rapidia et Desktop Metal ont développé des mélanges qui permettent d'éliminer l'étape intermédiaire de déliantage. Rapidia propose des mélanges dont le liant est à base d'eau qui s'évapore durant l'impression 3D. Ce type de mélange permet non seulement de réduire le temps requis pour passer d'une pièce imprimée à une pièce métallique dense, mais également de réduire l'empreinte environnementale du procédé. En effet, l'utilisation de solvant pour le déliantage est éliminée et l'utilisation de polymère dans le liant est réduite à environ 1% contrairement à 35% dans les mélanges traditionnels. Cependant, les liants à base d'eau ne peuvent généralement pas être utilisés avec certains matériaux comme le titane ou l'aluminium qui sont sensibles à la présence d'eau.

1.5 Propriétés physiques et mécaniques des pièces produites par MEAM-HP

Les propriétés physiques et mécaniques des impressions 3D obtenues dans la littérature permettent d'identifier le niveau de maturité technologique du procédé MEAM-HP. D'abord, les propriétés mécaniques des pièces imprimées avec les imprimantes commerciales de Markforged et Desktop Metal sont présentées et comparées à d'autres procédés de fabrication. Ensuite, l'influence des paramètres d'impression sur la densité à vert et les propriétés mécaniques sont présentées. Finalement, les différentes formulations de mélange utilisées dans la littérature sont abordées.

1.5.1 Propriétés mécaniques obtenues en MEAM-HP

Il est pertinent de présenter les propriétés mécaniques de pièces imprimées avec les imprimantes 3D de Desktop Metal et Markforged, car ces deux manufacturiers contrôlent toutes les étapes du procédé (matière première, impression, déliantage, frittage), donc les résultats d'impression devraient être optimisés. En commençant avec Markforged, l'imprimante Metal X a été utilisée par (Akessa, 2022) pour imprimer, délianter et fritter des pièces en acier 17-4 PH en utilisant les paramètres recommandés par le manufacturier. Les éprouvettes imprimées ont été testées en traction pour déterminer les propriétés mécaniques des pièces dans la condition H900 (durci par durcissement structural après frittage). Les valeurs obtenues sont comparées au procédé PBF dans le Tableau 1.2.

Tableau 1.2 Propriétés mécaniques de pièces imprimées avec la Markforged Metal X
Tirée de Akessa (2022)

Process	YS MPa	UTS MPa	El %	Hardness HV	Reference
MEAM-HP	921	1078	3.0	408±29	This work
PBF	945 ± 12	1417 ± 6	11.7 ± 0.8	375±3	[30]
PBF	1280	1399	10.5		[27]

La limite d'écoulement (YS), la limite ultime (UTS) et l'allongement à la rupture (El) sont inférieurs pour le procédé MEAM-HP comparativement au procédé PBF. Cette moins bonne performance peut être expliquée par la présence de défauts intercouche. Ces défauts, dont certains sont encadrés en pointillé noir, sont visibles autant sur la vue de coupe de la pièce à vert (Figure 1.20a) que sur le faciès de rupture de la pièce frittée (Figure 1.20b). Sur le faciès de rupture, deux zones identifiées 1 et 2 sont séparées par un trou qui s'étend sur plusieurs couches. La zone 2 correspond au contour extérieur de la pièce, alors que la zone 1 correspond au remplissage intérieur. Ces défauts contribuent nécessairement à la réduction de la résistance mécanique et surtout au comportement fragile avec une ductilité de seulement 3%.

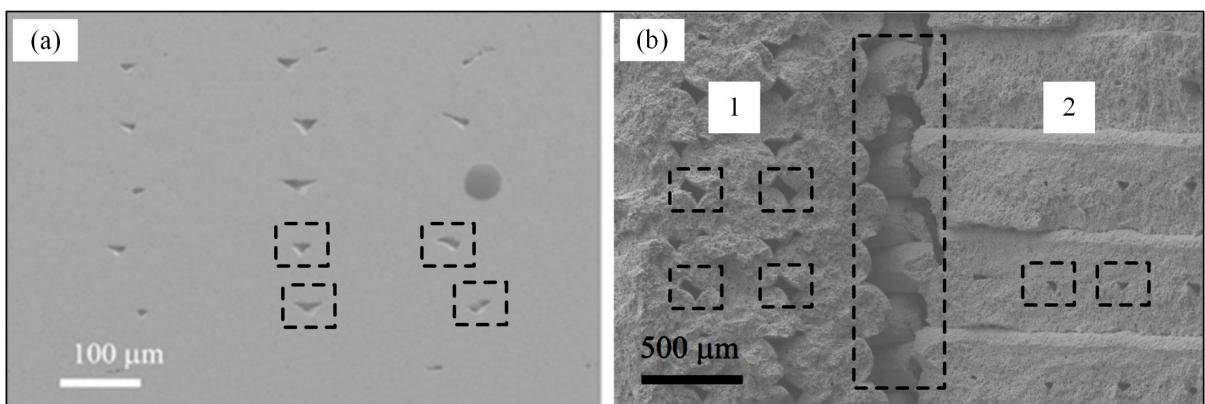


Figure 1.20 Défauts d'impression 3D d'une pièce en vue de coupe obtenue avec l'imprimante Markforged Metal X (a) pièce à vert et (b) faciès de rupture d'une pièce frittée
Adaptée de Akessa (2022)

(Gabilondo, Cearsolo, Arrue, & Castro, 2022) ont testé les propriétés mécaniques de barres de traction en acier 316L imprimées avec l'imprimante Studio de Desktop Metal. Les paramètres

d'impression optimisés par le manufacturier ont été utilisés, sauf pour l'orientation d'impression, le type de remplissage et la température ambiante dans l'imprimante. L'influence de ces paramètres d'impression sera abordée plus en détail dans la section 1.5.2. La comparaison entre le taux de porosité et les propriétés mécaniques des pièces frittées est présentée dans les cinq premières lignes du Tableau 1.3. Comme attendu, les échantillons ayant moins de porosité ont des propriétés mécaniques plus élevées, particulièrement pour la limite ultime (UTS). De façon similaire aux résultats obtenus avec l'imprimante Markforged, les propriétés mécaniques obtenues avec la Desktop Metal sont inférieures au procédé PBF, alors que la résistance ultime est similaire à celle obtenue par fonderie.

Tableau 1.3 Propriétés mécaniques de pièces imprimées avec la Desktop Metal Studio
Adaptée Gabilondo et al. (2022)

Experiment/Condition	Mean Porosity (%)	$\sigma_{0.2}$ (MPa)	UTS (Mpa)	Elongation at Break (%)	Area Reduction (%)	Reference
1 (X-room-concentric)	5.58	189	530	74	41	This study
2 (Z-room-concentric)	6.66	182	384	23	12	This study
3 (X-50-concentric)	5.76	199	530	67	39	This study
4 (Z-50-concentric)	6.47	182	363	15	12	This study
5 (X-50-lines)	4.37	197	552	80	43	This study
316L-PBF			~640-750			[32,33,35]
316L-casting			~450-485			[33,38]

Les taux de porosité relativement élevés (4.4-6.7%) sont dus aux défauts laissés à la jonction des lignes d'impression 3D. En effet, l'observation en vue de coupe des pièces imprimées révèle des défauts intercouches similaires à ceux observés avec l'imprimante Markforged Metal X. La Figure 1.21a-b montre la vue de coupe d'une pièce à l'état fritté imprimée respectivement à la verticale et à l'horizontale. Encore une fois, les défauts sont clairement visibles et certains sont encadrés en pointillé noir.

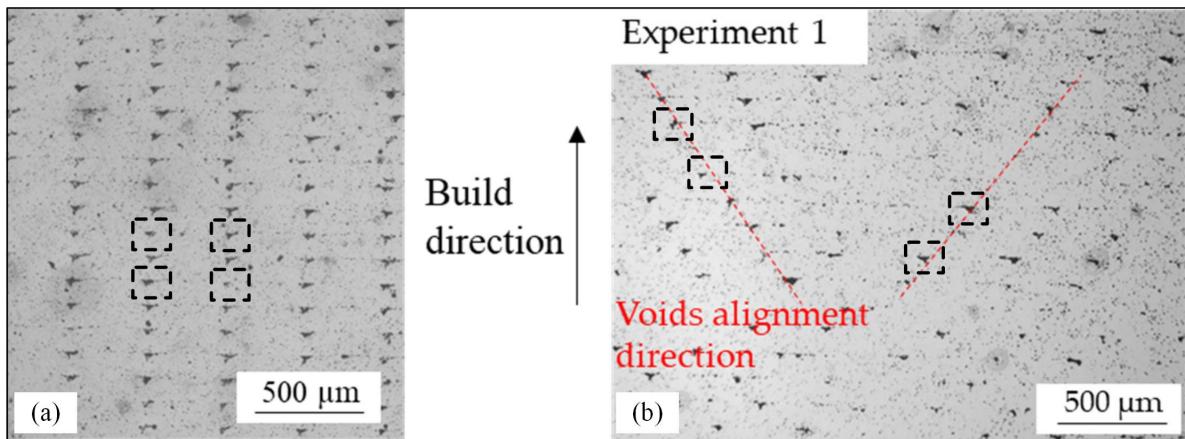


Figure 1.21 Défauts d'impression 3D d'une pièce frittée en vue de coupe obtenue avec l'imprimante Desktop Metal Studio (a) imprimée à la verticale et (b) imprimée à l'horizontale
Adaptée de Gabilondo et al. (2022)

D'autres articles (Alkindi, Alyammahi, Susantyoko, & Atatreh, 2021; Bose et al., 2018; Santamaria et al., 2022; Suwanpreecha & Manonukul, 2022a) ont obtenu des résultats similaires avec les imprimantes de Markforged et Desktop Metal. Les défauts intercouches semblent être inhérents aux pièces produites avec l'une ou l'autre des imprimantes de ces deux compagnies, et ce, en utilisant les paramètres d'impression recommandés par les manufacturiers. Dans les sections 1.5.2 et 1.5.3, l'influence des paramètres d'impression et des différentes formulations de mélange sur la densité des pièces à vert est abordée afin d'identifier les paramètres importants pouvant augmenter la densité à vert des pièces imprimées.

1.5.2 Influence des paramètres d'impression sur la qualité des pièces imprimées

Il existe des centaines de paramètres d'impression qui peuvent être modifiés dans les logiciels de découpe. L'influence des paramètres importants sur les propriétés physiques et mécaniques ont été synthétisés par (Suwanpreecha & Manonukul, 2022b). Dans les sous-sections qui suivent, cinq paramètres ayant une influence sur la densité à vert et les propriétés mécaniques à l'état fritté sont analysés avec des exemples rapportés de la littérature pour chacun des trois types d'extrudeurs.

1.5.2.1 Multiplicateur de débit

L'étude réalisée par (Godec, Cano, Holzer, & Gonzalez-Gutierrez, 2020) a investigué l'influence de la température d'extrusion, du multiplicateur de débit et l'épaisseur de couche sur la résistance à la traction à vert. L'analyse a révélé que le multiplicateur de débit est le paramètre ayant la plus grande importance. Une variation du multiplicateur de débit de 100 à 130% a eu pour effet d'augmenter la résistance à la traction d'environ 50%. La valeur optimale de 130% signifie que le débit commandé doit être 30% plus élevé que celui théoriquement nécessaire pour remplir le volume total de la pièce. En d'autres mots, 30% de matière supplémentaire semble nécessaire pour éliminer la quasi-totalité des défauts intercouche. Ceci est un résultat typique pour les extrudeurs à filament. Une liste des multiplicateurs de débit optimaux obtenus dans la littérature pour différent type d'extrudeur est présentée au Tableau 1.4. Celui-ci représente un échantillonnage fidèle des études récentes sur le MEAM-HP où 75% d'entre elles ont été réalisées sur des imprimantes avec extrudeur à filament, normalement utilisées pour l'impression de polymère.

Tableau 1.4 Valeur optimale du multiplicateur de débit en fonction du type d'extrudeur

Source	Type d'extrudeur, nom de l'imprimante	Multiplicateur de débit optimal (%)
(Bose et al., 2018)	Tige Ø6 mm, Desktop Metal Studio	101-102
(Godec et al., 2020)	Filament, Prusa	130
(Gonzalez-Gutierrez et al., 2017)	Filament, Duplicator i3	200
(Wagner et al., 2022)	Filament, Hephestos 2	200
(Moritzer, Elsner, & Schumacher, 2021)	Filament, Prusa	100
(Thompson et al., 2022)	Filament, Prusa	120
(G. Singh, Missiaen, Bouvard, & Chaix, 2020)	Vis, AIM3D ExAM 255	120
(Waalkes, Längerich, et al., 2020)	Piston, custom	100

Curieusement, les imprimantes 3D munies d'un extrudeur à filament ne possèdent pas la même valeur optimisée pour le multiplicateur de débit. Une grande variation de ce paramètre a été obtenue dans la littérature avec des valeurs oscillant entre 100-200%. Une seule étude réalisée par (Moritzer et al., 2021) mentionne la méthode de calibration du débit. Elle consiste à mesurer la longueur réelle de filament qui est entraîné par les roues motrices de l'extrudeur durant une séquence d'extrusion pré-déterminée. Le contrôleur de l'extrudeur a été ajusté pour que la longueur mesurée corresponde à la longueur commandée. Après la calibration, le multiplicateur de débit a été fixé à 100% dans cette étude pour éviter le sous- et surremplissage des pièces imprimées. De façon similaire à cette étude, (Waalkes, Längerich, et al., 2020) ont démontré qu'après la calibration de l'extrudeur à piston de leur imprimante, le multiplicateur de débit optimal pour éliminer les porosités est de 100%. La grande variation de ce paramètre dans les autres études est problématique, car cela empêche la reproductibilité des résultats d'un modèle d'imprimante à l'autre.

Le problème de calibration de l'extrudeur soulevé plus haut est également identifié dans les études réalisées avec les imprimantes munies d'un extrudeur à vis. L'étude de (G. Singh et al., 2020) a déterminé que la valeur optimale du multiplicateur de débit était de 120%. Cette valeur a été sélectionnée en considérant la densité à vert et la rugosité de surface des pièces imprimées ainsi que l'interrelation avec trois autres paramètres d'impression (température d'extrusion, vitesse d'impression et épaisseur de couche). Étonnamment, si la densité était la seule considération, une valeur de plus de 150% serait optimale (Figure 1.22a). Cette conclusion semble spécifique à l'extrudeur à vis, car une étude utilisant un extrudeur à filament réalisé par (P. Singh, Balla, Atre, & Kate, 2021) a démontré que la densité relative semble atteindre un plateau lorsque le multiplicateur de débit est ajusté à environ 120% comme illustré à la Figure 1.22b. On peut donc conclure que l'absence d'une étape de calibration du débit est la source principale de la dispersion des valeurs optimales du multiplicateur de débit. De plus, l'optimisation de ce paramètre en considérant seulement la densité laisse croire que la précision dimensionnelle des pièces serait difficile à contrôler.

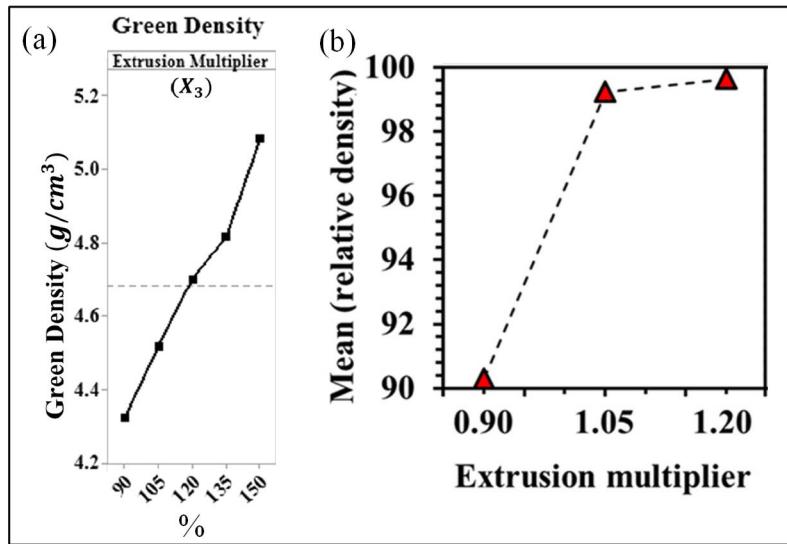


Figure 1.22 Influence du multiplicateur de débit sur la densité à vert (a) pour un extrudeur à vis (AIM3D), et (b) pour un extrudeur à filament

Tirée de (a) G. Singh et al. (2020) et (b) P. Singh et al. (2021)

1.5.2.2 Température d'extrusion

La température d'extrusion a été investiguée par (Godec et al., 2020) où une augmentation de ce paramètre de 210 à 260°C a permis d'augmenter la résistance à la traction des pièces imprimées à vert d'environ 10% (Figure 1.23a). Cependant, les auteurs ont observé une augmentation de la masse des échantillons d'environ 2% lorsque la température d'extrusion passe de 220 à 250 °C. Leur hypothèse est que la diminution de la viscosité du mélange à plus haute température a eu pour effet de diminuer la pression dans la buse et donc la force requise pour entraîner le filament. La relation entre cette force et la variation du débit semble être expliquée par un léger glissement entre le filament et les roues motrices dentées de l'extrudeur. Cependant, l'étude de (Moritzer et al., 2021) a déterminé qu'il n'y a pas de variation significative de débit entre une température d'extrusion de 175 et 240°C. Un résultat similaire a été obtenu par (Quarto, Carminati, & D'Urso, 2021) où l'augmentation de la température d'extrusion de 170 à 240°C a augmenté la densité à vert des pièces de seulement 0.6%. Ces trois résultats obtenus avec des imprimantes à filaments mettent en évidence une fois de plus que ce type d'extrudeur présente des performances très différentes d'une imprimante à l'autre.

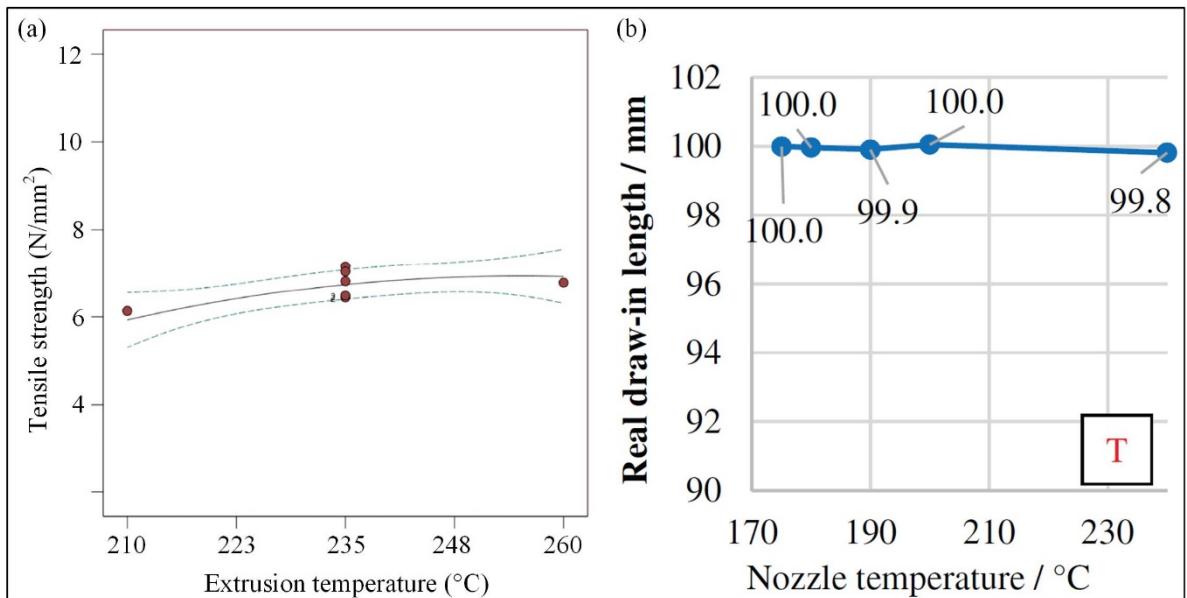


Figure 1.23 Influence de la température d'extrusion sur (a) la limite d'écoulement à vert, et
(b) la variation du débit

Tirée de (a) Godec et al. (2020) et de (b) Moritzer et al. (2021)

Dans le cas des extrudeurs à vis et à piston, les mélanges restent à l'état fondu beaucoup plus longtemps que dans le cas de l'extrudeur à filament. La température d'extrusion doit être inférieure à la température de dégradation du liant généralement obtenue par un essai thermogravimétrique durant lequel le mélange est chauffé tout en mesurant la masse en temps réel. Lorsque la masse commence à diminuer, cela signifie que le liant commence à brûler. Pour éviter que cela se produise, une marge de sécurité doit être laissée entre la température d'extrusion et de dégradation.

Une autre considération importante concerne le calcul du débit avec un extrudeur à vis et à piston. En effet, le liant possède généralement un coefficient d'expansion thermique plus élevé que les particules de poudre, donc la masse volumique du mélange diminue lorsque la température augmente. Pour tenir compte de ce phénomène, le contrôleur de l'extrudeur doit considérer la température d'extrusion, car son augmentation sans compensation du contrôleur va mener à une pièce à température ambiante avec plus de défauts intercouche ou avec des dimensions inférieures à celles du modèle CAD.

1.5.2.3 Vitesse d'impression

L'influence de la vitesse d'impression sur la densité à vert pour les trois types d'extrudeurs est présentée à la Figure 1.24. (Quarto et al., 2021) ont déterminé que la densité à vert diminue d'environ 1.4% lorsque la vitesse d'impression augmente de 20 à 50 mm/s pour l'extrudeur à filament (Figure 1.24a). Bien que notable, la variation mesurée par (G. Singh et al., 2020) est beaucoup plus élevée pour l'extrudeur à vis atteignant environ 8.3% pour la même augmentation de vitesse (Figure 1.24b). Les vues de coupe de la Figure 1.24c-d montrent des pièces obtenues par (Waalkes, Längerich, et al., 2020) avec un extrudeur à piston où les défauts intercouche présents à une vitesse de 12 mm/s disparaissent à une vitesse de 8 mm/s. Tous les types d'extrudeurs sont affectés de la même façon par la vitesse d'impression, c'est-à-dire que la densité diminue lorsque la vitesse augmente. Cela signifie probablement que le débit réel est inférieur à celui commandé. Malheureusement, la validation du débit n'a pas été validée dans ces trois études, donc les hypothèses suivantes demeurent. Avec l'extrudeur à filament, il se peut que la pression d'extrusion plus élevée à haute vitesse engendre un glissement plus élevé entre le filament et les roues motrices. Avec l'extrudeur à piston, la pression plus élevée engendre une plus grande compression des bulles d'air dans le mélange entraînant un délai pour atteindre le débit commandé. L'extrudeur à vis semble ne pas avoir une relation proportionnelle entre la vitesse de rotation de la vis et le débit ce qui expliquerait la baisse de la densité à vert considérable.

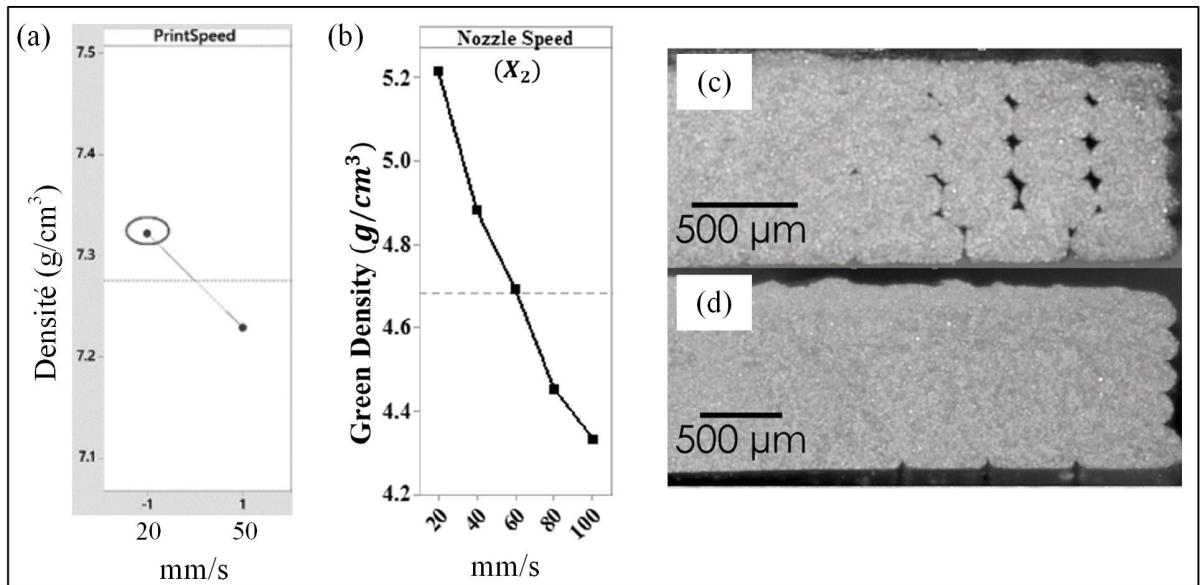


Figure 1.24 Influence de la vitesse d'impression sur (a) la densité à vert avec un extrudeur à filament, (b) la densité à vert avec un extrudeur à vis (AIM3D), et (c-d) l'occurrence de défauts avec un extrudeur à piston à une vitesse d'impression de 12 et 8 mm/s respectivement
Tirée de (a) Quarto et al. (2021), (b) G. Singh et al. (2020) et (c) Waalkes, Längerich, et al. (2020)

1.5.2.4 Épaisseur de couche

L'impact de l'épaisseur de couche a été investigué avec l'extrudeur à filament et à vis. L'étude menée par (P. Singh et al., 2021) a déterminé qu'une augmentation de la hauteur de couche de 150 à 300 μm a pour effet d'augmenter la masse volumique des pièces à vert d'environ 0.8% (Figure 1.25a). D'un autre côté, l'étude de (G. Singh et al., 2020) où une imprimante avec extrudeur à vis est utilisée conclut qu'une hauteur de couche plus petite permet d'obtenir une densité plus élevée. En effet, en diminuant la hauteur de couche de 250 à 50 μm , la densité à vert a augmenté de 10.5% (Figure 1.25b). Il est à noter qu'une augmentation de la hauteur de couche a pour effet d'augmenter le débit lorsque tous les autres paramètres demeurent constants. Cette tendance, très similaire à celle observée pour la vitesse d'impression, semble confirmer l'hypothèse que le débit n'est pas proportionnel à la vitesse de rotation de la vis. La présence d'air dans le mélange pourrait aussi être une explication de ce comportement, car la

diminution du débit génère une pression plus faible dans la buse et donc une moins grande compression de l'air emprisonné.

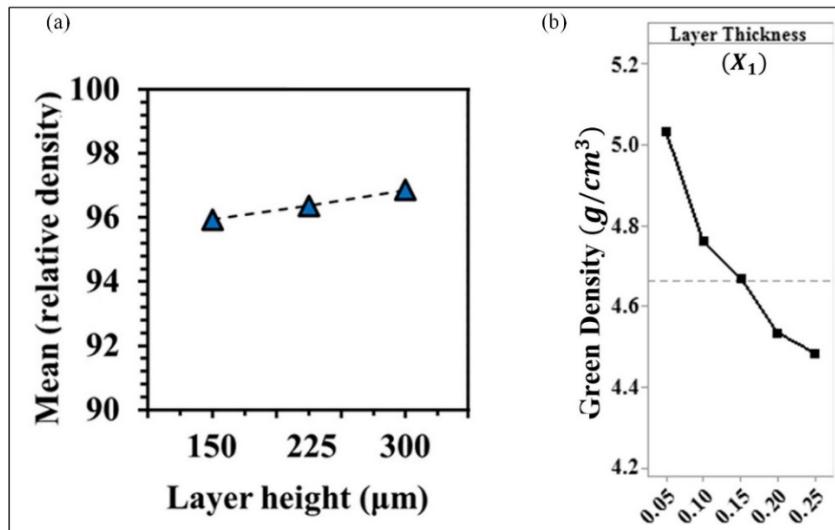


Figure 1.25 Influence de la hauteur de couche sur la densité à vert
 (a) extrudeur à filament, et (b) extrudeur à vis
 Tirée de (a) P. Singh et al. (2021) et (b) G. Singh et al. (2020)

1.5.2.5 Orientation d'impression

L'étude réalisée par (Waalkes et al., 2022) a permis de comparer la densité et les propriétés mécaniques en traction d'échantillons de Ti-6Al-4V fabriqués selon trois orientations d'impression, soit à plat, sur le côté et debout comme illustré à la Figure 1.26.

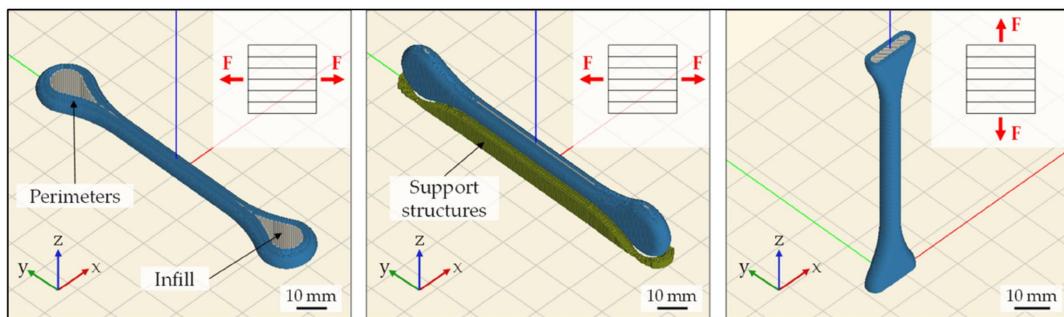


Figure 1.26 Trois orientations d'impression différentes d'un échantillon de traction
 Tirée de Waalkes et al. (2022)

Les échantillons avec les trois orientations ont été imprimés avec les mêmes conditions à l'exception de l'échantillon imprimé sur le côté qui a nécessité des supports d'impression. La densité frittée et les propriétés mécaniques des pièces imprimées sont comparées à celles obtenues avec un échantillon MIM au Tableau 1.5. La densité relative des pièces imprimées est comparable à celle obtenue par le procédé MIM avec des valeurs oscillant entre 98.4 et 99.1%. La limite d'écoulement et la limite ultime sont équivalentes au procédé MIM pour l'échantillon imprimé à plat et légèrement inférieures pour les deux autres orientations. Cependant, l'allongement à la rupture de 3.4% pour l'impression à la verticale est largement inférieur aux autres orientations et à la pièce MIM. La Figure 1.27d montre le faciès de rupture de cet échantillon où il est possible de constater que la rupture s'est produite entre deux couches.

Tableau 1.5 Comparaison de la densité relative et la résistance à la traction d'un échantillon de Ti-6Al-4V fabriqué par le procédé MIM et MEAM-HP selon trois orientations d'impression
Tirée de Waalkes et al. (2022)

Specimens	Density [%]	Tensile Properties		
		YS [MPa]	UTS [MPa]	ϵ [%]
ASTM F2885-11	min. 96 ¹	min. 680	min. 780	min. 10
MIM reference	99	900	1000	20
Flat	99.1	933	1000	18.5
Side	98.8	831	957	10.1
Vertical	98.4	866	968	3.4

¹ as-sintered.

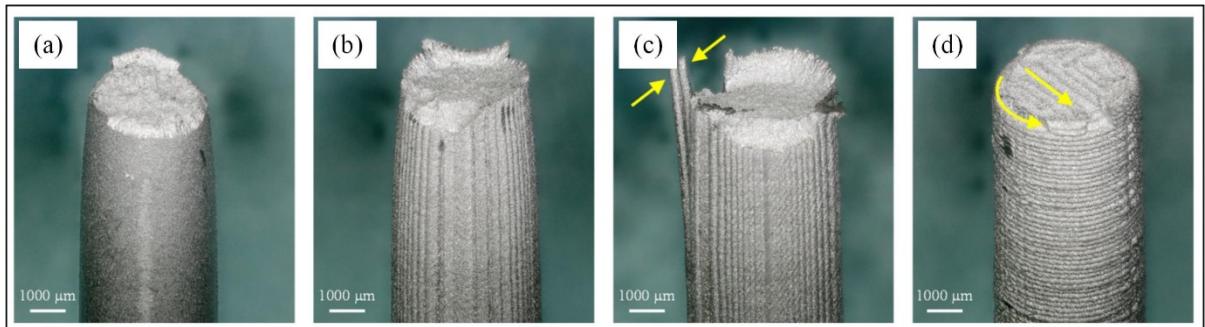


Figure 1.27 Faciès de rupture de l'échantillon (a) MIM, (b) imprimé à plat, (c) imprimé sur le côté, et (d) imprimé à la verticale
Tirée de Waalkes et al. (2022)

L'influence des paramètres d'impression sur la densité à vert des pièces est significative. Cependant, il semble que les paramètres d'impression investigués, mis à part l'orientation d'impression, sont interreliés, c'est-à-dire que la modification d'un paramètre en affecte un autre. Puisque ces dépendances ne sont pas mesurées dans la majorité des études, plusieurs conclusions rapportées dans la littérature peuvent être erronées et c'est pour cette raison que plusieurs études se contredisent. De plus, l'influence des paramètres d'impression varie en fonction du type d'extrudeur. Par ailleurs, l'extrudeur à vis semble être celui dont le débit est le plus difficile à contrôler. L'extrudeur à filament semble offrir un meilleur contrôle, mais il y a encore beaucoup de variation entre les imprimantes due, entre autres, au glissement entre le filament et les roues motrices. Finalement, l'extrudeur à piston, qui est peu utilisé dans la littérature, semble être affecté par la vitesse d'impression. À ce jour, l'absence d'imprimantes dont le contrôle des paramètres est robuste consiste en une lacune importante pour le développement du procédé MEAM-HP.

1.5.3 Formulations de mélange

Dans l'étude de (Suwanpreecha & Manonukul, 2022b), les différentes formulations de mélange utilisées dans la littérature sont documentées. Les mélanges à haute viscosité qui contiennent, entre autres, des polyoléfines servant de squelette pour le déliantage par solvant ou encore des élastomères pour augmenter la flexibilité des filaments sont les plus communs. Au meilleur des connaissances de l'auteur, seulement quatre articles ont investigué l'utilisation de mélanges à faible viscosité (Tableau 1.6 et Figure 1.28).

Les études réalisées par (Luquan et al., 2017) et (Yan, Hao, Wei, & Tang, 2017) utilisent des liants majoritairement composés de cire de paraffine. L'étude de (Luquan et al., 2017) démontre que ce composant permet de réduire considérablement la viscosité du mélange malgré la fraction volumique de poudre élevée (65%). Les études de (Rane, Di Landro, & Strano, 2019) et (Waalkes et al., 2022) utilisent des liants commerciaux dont les composants ne sont pas divulgués, mais qui confèrent au mélange une faible viscosité. Plus récemment,

(Waalkes et al., 2022) semble démontré que le mélange peu visqueux permet d'obtenir des masses volumiques élevées. En effet, la densité relative des pièces imprimées à l'état fritté varie entre 98.4 et 99.1%, les valeurs les plus élevées rapportées dans la littérature.

Tableau 1.6 Mélanges à faible viscosité utilisés dans la littérature

Source	Poudre	Liant
(Rane, Di Landro, et al., 2019)	63 vol. % 316L	37 vol. % Embemould K83 (liant commercial, composants non divulgués)
(Luquan et al., 2017)	65 vol. % Cu	26 vol. % PW, 8 vol. % LDPE et 1 vol. % SA
(Yan et al., 2017)	53 vol. % Cu	47 vol. % PW
(Waalkes et al., 2022)	66 vol. % Ti 6Al 4V	34 vol. % Element 22 (liant commercial, composants non divulgués)

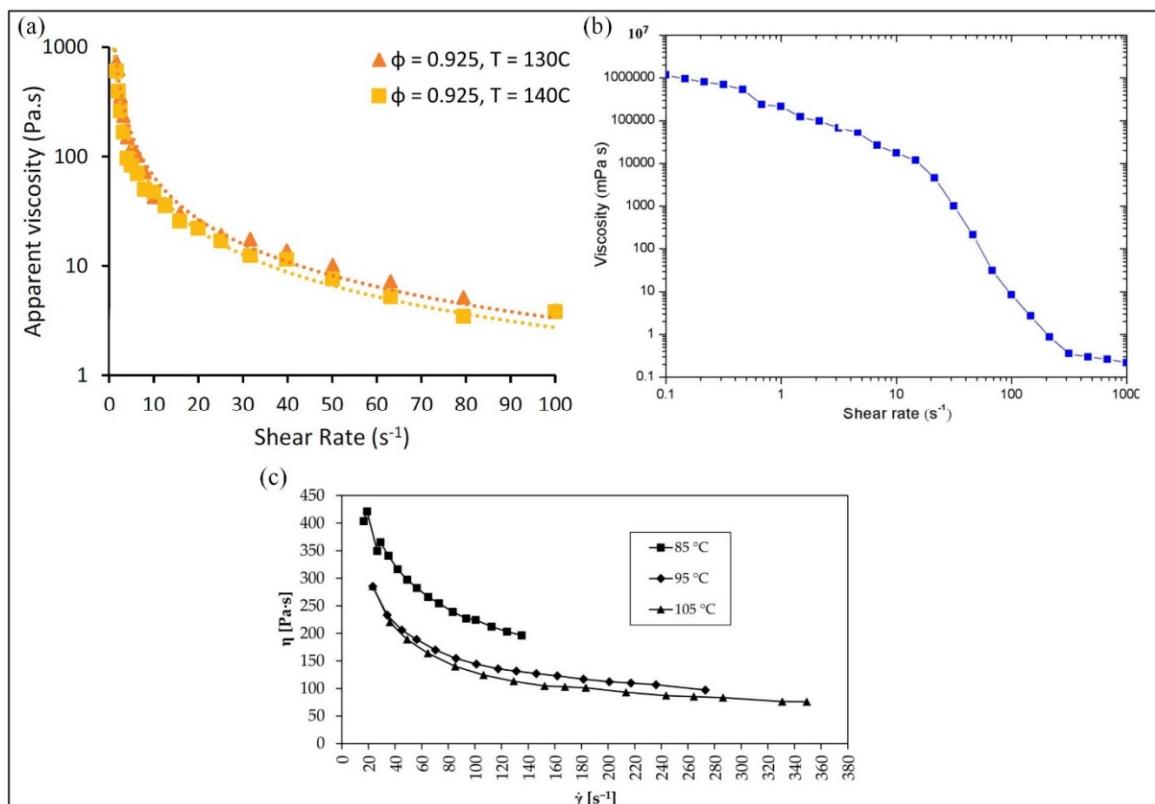


Figure 1.28 Profil de viscosité de mélanges à faible viscosité
 Tirées de (a) Rane, Di Landro, et al. (2019), (b) Luquan et al. (2017), et (c) Waalkes et al. (2022)

CHAPITRE 2

PROBLÉMATIQUE ET OBJECTIFS

La problématique principale du procédé MEAM-HP est les défauts d'impression, plus précisément les défauts intercouches. Ceux-ci augmentent le taux de porosité dans les pièces frittées et, par conséquent, diminuent les propriétés mécaniques. L'influence des paramètres d'impression sur la densité à vert mentionnée dans la littérature a démontré qu'il était possible de réduire la taille de ces défauts. Le paramètre de multiplicateur de débit est celui qui a la plus grande influence sur la densité. En augmentant sa valeur au-dessus de 100%, le débit plus élevé permet de surremplir la pièce et donc de réduire considérablement la taille des pores. Cependant, le surremplissage peut avoir un impact sur la précision dimensionnelle des pièces et peut causer l'encrassement de la buse. Le contrôle du débit est influencé par d'autres paramètres tels que la température d'extrusion, la vitesse d'impression, la hauteur de couche et la tolérance du diamètre de filament (pour l'extrudeur à filament). L'absence d'une procédure systématique de la validation du débit semble empêcher de déterminer la vraie influence des paramètres d'impression sur la densité à vert. Un autre facteur rarement abordé est la précision de déplacement du plateau d'impression ou de la tête d'impression. La précision dans la direction de la hauteur de couche est particulièrement importante, car elle a le même effet que de varier le débit.

La plupart des mélanges utilisés actuellement en MEAM-HP sont des mélanges MIM conventionnels à haute viscosité ou légèrement modifiés avec la présence d'élastomère dans le cas des extrudeurs à filament. Peu d'études utilisent des mélanges à basse viscosité qui ont pourtant un fort potentiel de réduction de l'occurrence des défauts en permettant d'épouser mieux la forme des lignes d'impression précédemment déposées. De plus, les pressions d'extrusion plus faibles avec les mélanges à faible viscosité permettent de réduire l'impact de l'air emprisonné dans les mélanges pour les extrudeurs à vis et à piston, ce qui augmente la précision des départs et arrêts des séquences d'extrusion. De façon similaire, une pression plus

faible pourrait réduire le glissement entre le filament et les roues motrices de l'extrudeur à piston en raison de la force moins élevée pour entraîner le filament.

L'objectif principal de ce projet est de développer une nouvelle imprimante capable d'imprimer des pièces en utilisant des mélanges poudre-liant à faible viscosité. Les sous-objectifs du projet sont les suivants :

- Concevoir, fabriquer et valider un nouveau concept d'imprimante 3D avec un extrudeur à piston
- Déterminer la formulation d'un mélange à faible viscosité pouvant être imprimé
- Optimiser les paramètres d'impression minimisant les défauts géométriques et microscopiques
- Démontrer les capacités de prototypage rapide de l'imprimante

CHAPITRE 3

MÉTHODOLOGIE EXPÉRIMENTALE

Cette section présente la méthodologie utilisée pour permettre l'étude expérimentale du procédé MEAM-HP avec des mélanges basse viscosité à l'ÉTS. Le projet s'est déroulé en trois phases tel qu'illustré à la Figure 3.1. D'abord, quatre mélanges ont été sélectionnés et caractérisés. Ensuite, des tests préliminaires d'extrusion libre et d'impression 3D ont été réalisés pour déterminer les mélanges imprimables. Puis, deux mélanges ont été envoyés à trois fabricants d'imprimantes pour déterminer si les mélanges pouvaient être mis en forme avec leurs imprimantes. Les résultats d'impression obtenus par ces fabricants sont discutés et comparés à ceux obtenus durant les tests faits à l'interne. Les phases 2 et 3 sont présentées dans l'article scientifique à la section 4.3.2 de ce document.

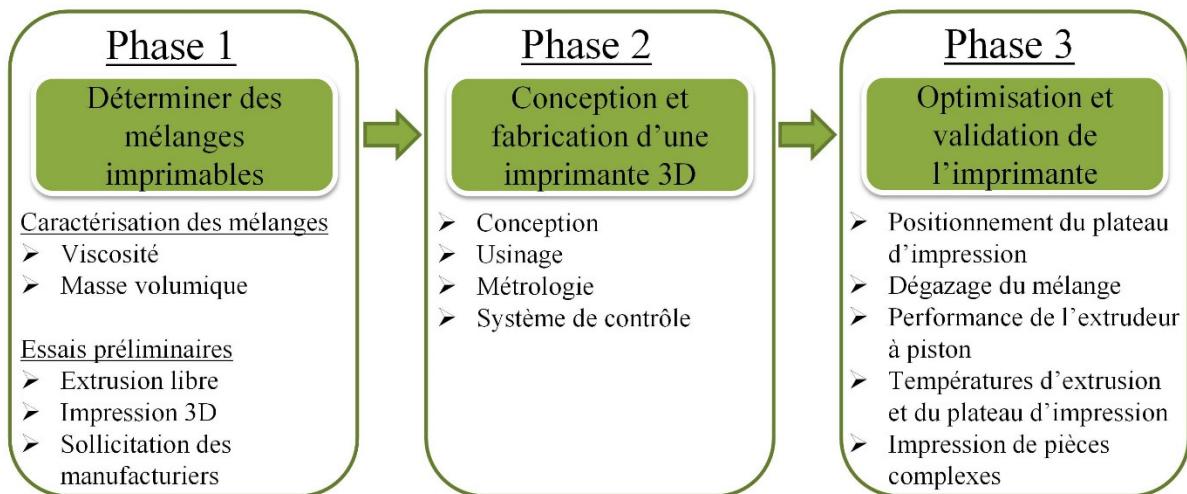


Figure 3.1 Méthodologie globale du projet

3.1 Choix du mélange poudre-liant

Les mélanges no.1 à 4 présentés au Tableau 3.1 ont été testés en extrusion libre. Les mélanges no.1 et 2 ont été sélectionnés, car ils constituent des mélanges typiquement utilisés en moulage par injection de métal à faible pression (Fouad Farché, Demers, Demarquette, Turenne, &

Scalzo, 2016). La cire de paraffine est utilisée comme composant principal du liant, tandis que l'acide stéarique et l'éthylène acétate de vinyle sont utilisés comme agents dispersant et épaississant respectivement. Les mélanges no.3 et 4 ont une fraction volumique de poudre de 65 vol. % contrairement à 60 vol. % pour les deux premiers mélanges. Cela permet d'augmenter la viscosité des mélanges et d'améliorer les étapes de déliantage et frittage. Les mélanges no.4 et 5 sont les mélanges les plus visqueux avec une fraction volumique d'éthylène acétate de vinyle à 10 et 15% respectivement.

Tableau 3.1 Formulation des mélanges utilisés dans la preuve de concept

Composants	Mélange	Fraction volumique des composants (vol. %)				
		No.1	No.2	No.3	No.4	No.5
Poudre 17-4PH		60	60	65	65	65
Cire de paraffine (PW)		38	33	28	23	18
Acide stéarique (SA)		2	2	2	2	2
Éthylène acétate de vinyle (EVA)		0	5	5	10	15
Viscosité (Pa·s) à un taux de cisaillement de 100 s ⁻¹		0.5 (65°C) ¹	10 (65°C) ¹	25 (65°C)	150 (85°C)	NA

¹estimé à partir de (Fouad Fareh et al., 2016)

3.2 Caractérisation des mélanges

La viscosité des mélanges no.3 et no.4 a été mesurée avec le rhéomètre capillaire Instron SR20 montré à la Figure 3.2a. Cet équipement consiste en un réservoir cylindrique chauffé, un piston motorisé, un tube capillaire et un capteur de pression tel qu'illustré à la Figure 3.3b. Le mélange à l'état liquide est d'abord versé dans le cylindre chauffé, puis le piston motorisé pousse le mélange à différentes vitesses constantes à travers le tube capillaire. La pression du mélange est mesurée avant celui-ci. Le logiciel du rhéomètre applique la correction de Bagley afin d'obtenir le cisaillement à la paroi réel dû à la géométrie du tube capillaire ainsi que la correction de Rabinowitch pour obtenir le taux de déformation en cisaillement réel dû au

comportement non Newtonien des mélanges poudre-liant. La pression mesurée est donc transformée en contrainte de cisaillement, puis la vitesse est convertie en taux de déformation en cisaillement. La viscosité est finalement obtenue en divisant la contrainte de cisaillement par le taux de déformation en cisaillement. Le test est répété plusieurs fois à différentes vitesses de piston pour obtenir la viscosité à plusieurs taux de déformation en cisaillement ainsi qu'à différentes températures tel que schématisé à la Figure 3.3c.

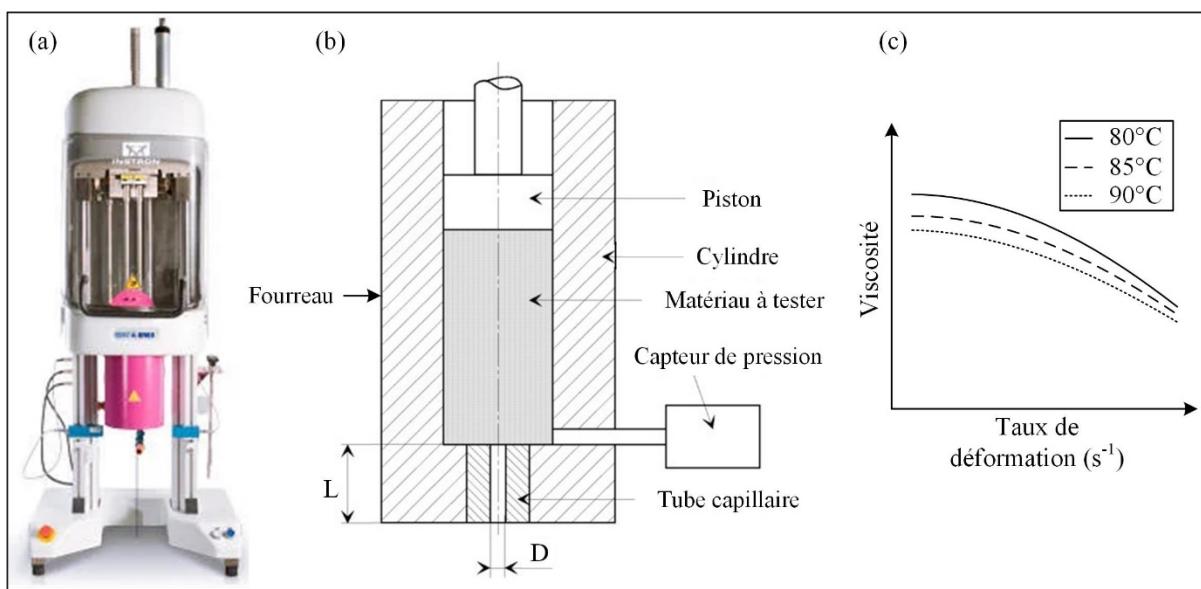


Figure 3.2 Rhéomètre Instron SR20 (a) vue globale, (b) schéma de fonctionnement, et (c) Profil de viscosité typique d'un mélange en fonction de la température
Tirée de (a) instron.com et adaptée de (b) Racineux, Poitou, et Chinesta (2000)

Durant la préparation des mélanges, la masse volumique de chaque composant a été mesurée à l'aide du pycnomètre Micromeritics AccuPyc II 1340 (Figure 3.3a) et d'une balance Sartorius Secura 324-1S. Le pycnomètre est un appareil qui mesure le volume réel d'un objet en utilisant la loi des gaz parfait. L'échantillon est placé dans une chambre étanche d'un volume connu V_r et de l'hélium est injecté à une pression P_1 (valve A ouverte et valves B et C fermées sur la Figure 3.3b). Puis, la valve A est fermée et la B s'ouvre permettant à l'hélium contenu dans la chambre de l'objet de remplir une seconde chambre d'un volume connu V_c . Après stabilisation, la pression P_2 est enregistrée et utilisée pour calculer le volume de l'échantillon V_s . La masse volumique est calculée en divisant la masse obtenue sur la balance par le volume de

l'échantillon. La masse volumique de chaque composant a permis de déterminer la densité théorique des mélanges en utilisant une loi de mélange. Ces densités théoriques ont été utilisées pour valider le succès de l'étape de dégazage durant la préparation des mélanges.

$$V_s = V_c + \frac{V_r}{1 - \frac{P_1}{P_2}} \quad (3.1)$$

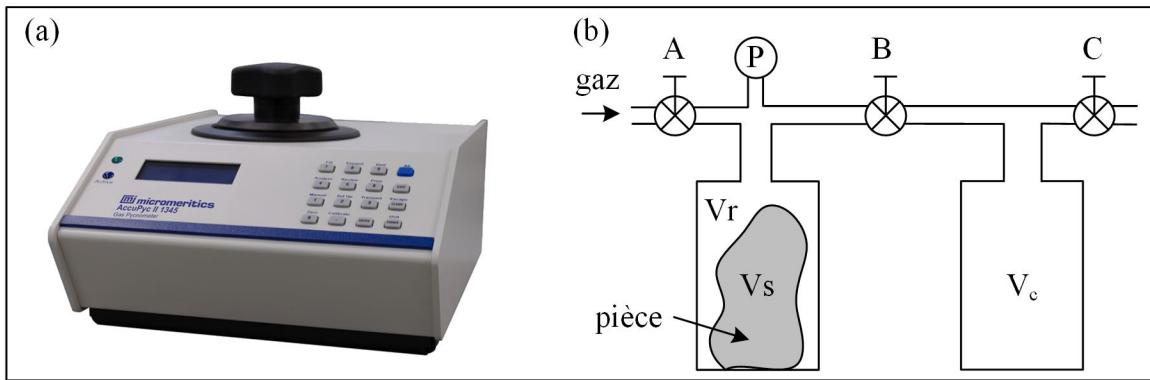


Figure 3.3 Pycnomètre AccuPyc II 1340 (a) vue globale, et (b) schéma de fonctionnement
Tiré de micromeritics.com

3.3 Essais préliminaires

La démonstration du concept MEAM-HP a été réalisée en deux étapes. D'abord, un assemblage permettant l'extrusion libre des mélanges a été conçu et fabriqué pour être installé sur la presse à injection disponible au laboratoire MIM de l'ÉTS. Cette presse sert normalement à injecter un mélange poudre-liant à l'état fondu dans un moule. L'assemblage présenté à la Figure 3.4 remplace le moule du procédé MIM par un extrudeur en forme de « canne de Noël » qui redirige le mélange vers le bas et sort à travers une buse d'imprimante 3D de 0.8 mm de diamètre. La Figure 3.4a montre la modélisation CAD de l'assemblage où l'on voit l'extrudeur fixé à la table de la presse à injection par une structure métallique. Un élément chauffant permet de garder l'extrudeur à la température désirée durant l'extrusion. La trajectoire du mélange illustrée par des flèches noires est présentée sur l'assemblage en vue de coupe de la Figure

3.4b. La Figure 3.4c montre le montage réel durant un test d'extrusion libre où l'on peut voir le mélange sortir de la buse et s'accumuler sur la table de la presse.

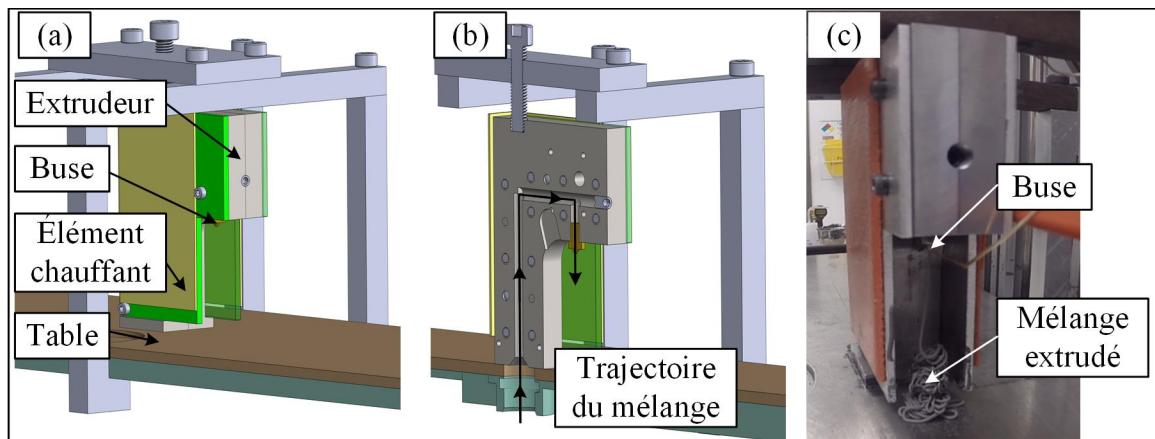


Figure 3.4 Assemblage permettant l'extrusion libre de mélange poudre-liant (a) CAD en position fermée, (b) CAD en vue de coupe et (c) vue de l'assemblage pendant un test d'extrusion libre

Deux critères étaient observés lors des tests, soient la rétention de la géométrie du filament cylindrique à la sortie de la buse et l'adhésion entre les filaments extrudés. La température du mélange et le débit ont été variés pour déterminer les plages opérationnelles de chaque mélange. Les mélanges no.1 et no.2 possèdent une viscosité très faible à l'état fondu, ce qui ne permettait pas de garder la forme du filament cylindrique après sa sortie de la buse. En augmentant la fraction volumique de poudre de 60 à 65%, le mélange no.3 semblait respecter les deux conditions, mais pour une plage de température très étroite de 63-70 °C. Finalement, en augmentant la fraction volumique de l'agent épaississant (EVA) de 5 à 10%, le mélange no.4 a démontré une capacité à garder la forme du filament et une adhésion entre les filaments pour une plage de température allant de 75-100°C.

Ayant identifié deux formulations de mélange répondant aux critères d'impression désirés, la deuxième étape des essais préliminaires a consisté à imprimer ces mélanges. Pour y arriver, le banc d'essai de la Figure 3.4 a été modifié en ajoutant une plateforme motorisée se déplaçant en XYZ comme illustrée à la Figure 3.5a. L'imprimante 3D de type delta (robot à six bras) est utilisée pour déplacer un tube carré servant de plateau d'impression placé sous l'extrudeur

précédemment développé (Figure 3.5b-c). La Figure 3.5b-d montre le montage réel dans sa globalité tandis qu'une vue rapprochée sur la zone d'impression est présentée à la Figure 3.5e.

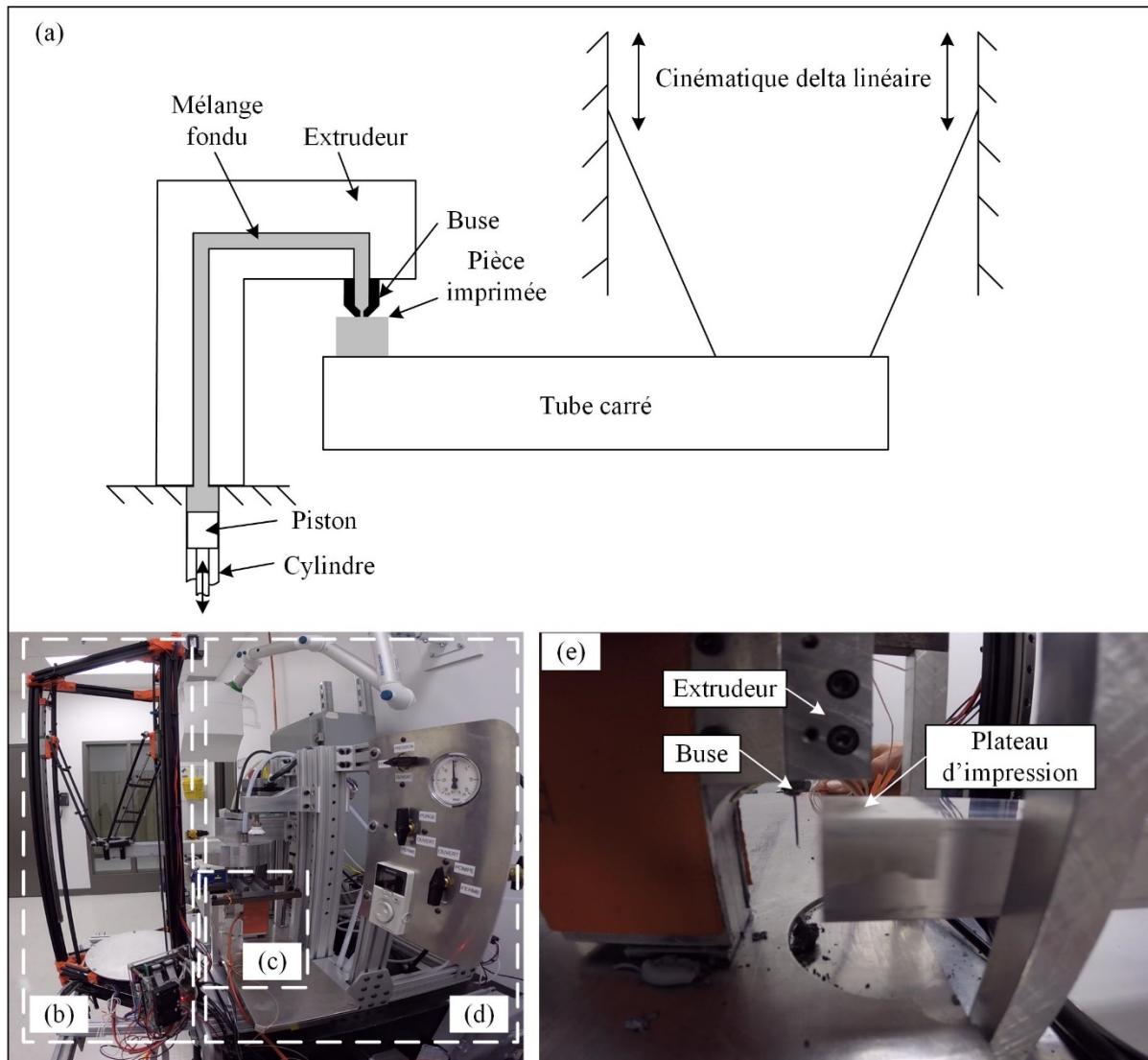


Figure 3.5 Essais préliminaires d'impression 3D (a) schéma de fonctionnement, (b) système de positionnement du plateau d'impression, (c) assemblage de l'extrudeur, (d) presse à injection, et (e) zoom sur l'impression

L'impression de pièces aux géométries simples comme montré à la Figure 3.6 a été possible avec ce montage. Il est à noter que le piston de la presse à injection servant à pousser le mélange à travers la buse n'était pas contrôlé par l'imprimante, il n'était donc pas possible de faire varier le débit lors des tests. Pour cette raison, les parcours d'impression ont été écrits à la main

afin de s'assurer de ne pas extruder de la matière deux fois au même endroit. Les mélanges s'impriment relativement facilement considérant la simplicité du montage. L'adhésion entre les couches est bonne, les pièces déforment peu lors du refroidissement et l'adhésion avec le plateau d'impression est adéquate lorsque celui-ci est chauffé.



Figure 3.6 Pièces imprimées lors de la phase de démonstration de concept

Ayant confirmé l'imprimabilité des mélanges, une recherche sur les manufacturiers d'imprimante 3D présentée à la section 1.4 a été effectuée, puis les compagnies AIM3D, 3d-figo et Desktop Metal ont été sollicités pour imprimer deux mélanges (no.3 et 5). Les résultats d'impression sont présentés et discutés en détail à l'ANNEXE I. En résumé, le mélange le moins visqueux n'a pas pu être imprimé par les trois compagnies et seul AIM3D et 3d-figo ont été en mesure d'imprimer le mélange no.5. En raison des résultats d'impression peu convaincant, le prix important de l'imprimante offrant la meilleure performance soit celle proposée par AIM3D et surtout le temps de livraison incertain d'une telle imprimante commerciale en temps de pandémie, il a été décidé de concevoir et fabriquer une imprimante 3D à l'ÉTS. De plus, l'extrudeur à piston utilisé durant les tests préliminaires à l'ÉTS s'est avéré prometteur en démontrant sa capacité d'imprimer le mélange peu visqueux contrairement aux imprimantes commerciales. L'article soumis pour publication au prochain chapitre présente donc la conception de l'imprimante 3D réalisée dans ce travail ainsi que les étapes de calibration et d'optimisation des paramètres d'impression.

CHAPITRE 4

MATERIAL EXTRUSION ADDITIVE MANUFACTURING OF LOW-VISCOSITY METALLIC FEEDSTOCKS: PERFORMANCES OF THE PLUNGER-BASED APPROACH

Olivier Miclette ^a, Raphaël Côté ^b, Vincent Demers ^c, Vladimir Brailovski ^d

^{a, b, c, d} Département de Génie mécanique, École de technologie supérieure, 1100 Notre-Dame Ouest, Montréal, Québec, Canada H3C 1K3

Article soumis pour publication dans le journal Additive Manufacturing, juillet 2022

Les contributions de Raphaël Côté dans cet article sont la mesure de la distribution de la taille de poudre, la calibration du pycnomètre ainsi que la mesure pycnométrique de chaque ingrédient du mélange et la réalisation de l'essai de calorimétrie différentielle à balayage (DSC). Vincent Demers et Vladimir Brailovski ont été impliqués dans la rédaction du document. Olivier Miclette a réalisé le reste du travail incluant les différents tests ainsi que la conception et fabrication de l'imprimante.

4.1 Abstract

In recent years, increasing attention has been directed at the material extrusion additive manufacturing of highly-filled polymers (MEAM-HP). This is because conventional polymer 3D printers, which are low cost and readily available, can easily be adapted for use with metal powder-filled polymer filaments. However, fabricating the latter is time-consuming and their formulations differ from regular MIM feedstocks by lower powder solids loadings and higher elastomer contents, thus requiring significant efforts to optimize their debinding and sintering conditions. Favorably, other types of MEAM-HP printers, such as screw- and piston-based ones, can process available MIM feedstocks and apply the debinding and sintering procedures that have already been optimized. In this study, a novel ram extruder-based printer with a 100 mm-diameter — 250 mm-high build volume was developed to print a low-viscosity MIM feedstock composed of 65% of 17-4PH powder, 23% of paraffin wax, 10% of ethylene vinyl acetate and 2% of stearic acid (all in vol. %). The printer calibration and the process

optimization procedures are detailed herein. The kinematic accuracy of the build platform revealed a maximum deviation of 29 and 92 µm in the vertical (Z) and horizontal (XY) directions, respectively. Prior to printing, a relative feedstock density of 99.8% was obtained using a one-minute degassing procedure. During printing, a 52.5°C build platform temperature was used and an 85°C extrusion temperature conferred to the feedstock a viscosity of 142 Pa·s at a shear strain rate of 180 s⁻¹ (Ø0.4 mm E3D V6 nozzle, 1 mm³/s flow rate). Indirect measurements of the extrusion pressure using a load cell positioned under the piston allowed to maximize the accuracy of start/stop extrusion sequences by adjusting the retraction volumes. An overlap printing path technique was introduced to eliminate typical MEAM voids between printed lines. Finally, six parts exhibiting complex geometries were printed to validate the capacity of the printer to produce functional components using conventional low-viscosity MIM feedstocks.

Key words

Material extrusion additive manufacturing with highly-filled polymers (MEAM-HP), Additive manufacturing, 3D-printing, Metallic powder, Binder, Feedstock

4.2 Introduction

Additive manufacturing (AM) consists of a group of seven process families, namely binder jetting, directed energy deposition, vat photopolymerization, material jetting, powder bed fusion, sheet lamination, and material extrusion (17296-2:2015, 2015; 52900:2021, 2021). During the last decades, these processes have been at the core of most R&D efforts invested in almost all sectors of the economy. The 2010-2020 period saw impressive annual business growth of about 15 to 30 %, confirming the interest of industry in these AM processes (Ian Campbell, Olaf Diegel, Joseph Kowen, Noah Mostow, & Terry Wohlers, 2021). Whatever the material bonding approach being applied, these emerging freeform technologies all use the layer-by-layer principle and a 3D-axis system to build plastic, ceramic, metallic, or composite parts (Dutta, Babu, & Jared, 2019; Gibson et al., 2021). These technologies provide the potential to fabricate complex shapes, lightweight parts, and optimized assemblies that cannot

be produced cost-effectively using conventional processes. As a result of these developments, rapid manufacturing, low-volume production, and product customization are made possible by eliminating the need for tooling and reducing requirements for assembly processes. These on-demand processes provide an overall cost-reduction thanks to decreased lead-time, inventory, waste, and manpower requirements.

In addition to the above AM benefits, material extrusion additive manufacturing with highly-filled polymers (MEAM-HP) (Gonzalez-Gutierrez, Cano, Schuschnigg, Kukla, et al., 2018) is distinct from other AM processes in that its in-service properties can be improved using post-forming treatments derived from the well-known metal injection molding (MIM) processes. Indeed, by replacing the MIM injection step with MEAM-HP printing, parts containing the same solids loading (ϕ) and the same binder system may benefit from existing know-how and the high technology readiness level (TRL) characterizing the debinding and sintering MIM routes that have been developed over the decades. The MEAM-HP debinding can be performed in one or two stages, depending on the particular binder system being considered. If the feedstock contains a backbone polymer, the primary binder is first dissolved or catalytically decomposed and then thermally burnt out, similarly to what is done in the context of conventional high-pressure MIM process (Donald F. Heaney, 2019). Conversely, if the feedstock does not contain a backbone polymer, the binder is removed by a thermal wick-debinding approach developed mainly for low-pressure MIM (Gorjan, Dakskobler, & Kosmac, 2010; Majdi, Tafti, Demers, Vachon, & Brailovski, 2021). Debound parts are finally sintered at high temperature under vacuum, inert, or reactive atmospheres to produce continuous and well-developed granular microstructures similar to those observed in MIM. The shrinkage and density of printed parts is also influenced by processing-induced defects such as interlayer voids and porosities (Damon et al., 2019; Thompson, Gonzalez-Gutierrez, Kukla, & Felfer, 2019). Over the last 5-10 years, the printability of several metallic-based feedstocks has been demonstrated. Generally, all sinterable powders, including aluminum and copper, can be used in MEAM-HP (L. Ren et al., 2017; Sercombe, Schaffer, & Calvert, 1999), thus providing a low-cost, versatile, and promising alternative to direct energy AM approaches such as laser or electron beam powder bed fusion, and directed energy deposition. Limitations directly related to the extrusion principle, such as a poor surface finish, rounded corners, the staircase effect,

and anisotropic properties, can be partially mitigated using multi-axis printing (Annoni, Giberti, & Strano, 2016) or surface treatments (Burkhardt, Freigassner, Weber, Imgrund, & Hampel, 2016; Garg, Bhattacharya, & Batish, 2016; Kuo & Mao, 2016).

Although MEAM-HP is still in its infancy, the technic and scientific literature largely demonstrates a clear interest of the community in this specific AM technology. Despite more than 25 different abbreviations found in the literature, three main material extrusion concepts were developed in parallel during the last 30 years, and they are schematized in Figure 4.1. In the first two concepts (Figure 4.1a-b), a solid feedstock in the form of filaments or pellets is melted in a container and then extruded, while in the third concept (Figure 4.1c), a liquid-state feedstock is directly used. Whatever the approach considered, a softened or molten feedstock is pushed into a conical nozzle up to a capillary orifice ($0.2 < \emptyset < 0.8$ mm) before being deposited layer-by-layer on a build platform.

Among these processes, the filament-based MEAM-HP approach schematized in Figure 4.1a has undoubtedly received the most attention because it directly benefited from the know-how on the polymer fused deposition modeling (FDM) process developed during the last two decades (Suwanpreecha & Manonukul, 2022b). In this process, acting as a piston, a spooled solid filament is driven by rotating gears through a heated container that liquefies or softens the binder to produce a viscous powder-binder feedstock. The forward movement of the filament produces the pressure in the print head required to extrude and deposit the molten feedstock layer-by-layer. In the filament-based approach, control of the extrusion flow rate and the filament quality represent the main challenges. The extrusion rate is generally linked to the angular position of the driven gears. In addition to not record the filament slip, using the angular position of the gears provided by an encoder – instead of an in situ linear position of the filament – undermines the precise control of the extrusion rate.

Regarding the filament quality, in addition to tight dimensional tolerances on the filament diameter (typically $\emptyset \pm 20$ μm), the filament must also simultaneously satisfy two antagonistic requirements in order to guarantee continuous printing. These requirements, which are related

to stiffness and flexibility, respectively ensure that the filament does not buckle in the feeding system while allowing to be spooled in the winding unit. The need to provide a stiffness-flexibility trade-off inevitably limits the maximum solids loading in the filament. In this context, Greul et al. (1995) (Greul, Pintat, & Greulich, 1995) were among the first who demonstrated the initial rapid prototyping capabilities of the MEAM-HP process using filaments containing 50 vol. % solids loading. In the same period, Agarwala et al. (Agarwala et al., 1996) used a rheological approach to define the suitable fraction of stainless steel powder in filaments at 60 vol. %. Almost 20 years later, Kukla et al. (Kukla, Gonzalez-Gutierrez, Duretek, Schuschnigg, & Holzer, 2016) validated that an increase from 50 to 65 vol. % of powder renders the filament too brittle and established the maximum solids loading at 60 vol. %. Recently, a systematic study of Cerejo et al. (Cerejo, Gatoes, & Vieira, 2021) experimentally established a threshold solids loading value for filament-based MEAM-HP systems at ~60 vol. %. In another study by Suwanpreecha et al. (Suwanpreecha & Manonukul, 2022a), a solids loading of 63 vol. % was measured for 17-4 PH filaments (Markforged, USA) that must be preheated prior to printing as they are too brittle at room temperature. Furthermore, another limitation of the filament-based approach is related to the fact that neither the existing MIM feedstocks nor known debinding-sintering routes could be directly applied for MEAM-HP systems. Indeed, binder systems used to produce filaments (i.e., base binder, tackifier, wax, and plasticizer), are not common and must undergo specific adjustments to effectively remove thermoplastic elastomers (Kukla et al., 2018; Terry, Fidan, & Tantawi, 2021). Finally, the mandatory fabrication of feeding solid semi-products (filaments) necessarily involves expensive and time-consuming activities, which hinders the development of new MEAM-HP-ready materials.

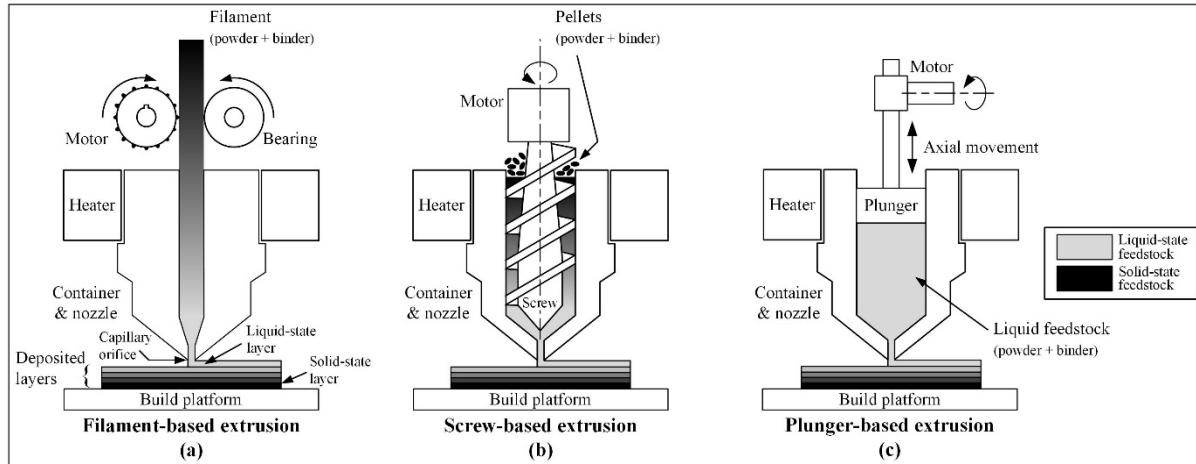


Figure 4.1 Illustration of the three MEAM-HP principles: a) filament-based, b) screw-based and c) plunger-based

The second extrusion concept illustrated in Figure 4.1b uses a screw-based approach, in which a solid pelletized feedstock is introduced into a heated extrusion container, after which it is softened or liquefied, and then moved forward through the nozzle orifice by a helical screw rotation (Justino Netto et al., 2021). It is recognized that using pellets instead of filaments allows achieving higher extrusion rates and solids loading (Boureil, Frazier, Kuhn, & Seifi, 2020). As a pioneer, Bellini et al. (Bellini, Shor, & Guceri, 2005) were among the first to propose a screw-based mini-extruder mounted on a high-precision position system. Spiller and Fleischer (Q. Spiller & Fleischer, 2018) compared the properties of parts produced from the same iron-based feedstock using the screw-based MEAM-HP extrusion and conventional MIM systems. They showed that printed parts reached properties (green density, sintered density, shrinkage, and tensile strength) comparable to the MIM equivalents. Using a similar methodology, Singh et al. (G. Singh, Missiaen, Bouvard, & Chaix, 2021a) used a generic MIM feedstock to successfully print and sinter stainless steel parts. The printed parts had an appropriate post-sintering relative density of about 96.5% and an ultimate tensile strength (UTS) of about 940 MPa. The same research group recently used a commercial screw-based printer to quantify the effects of process parameters, such as the layer thickness, the nozzle speed, and the extrusion multiplier, on the quality of copper-based green parts (G. Singh, Missiaen, Bouvard, & Chaix, 2021b). Note that even though the production of pellets is less complex than that of filaments, a feeding sub-product is still required for screw-based printers,

meaning that the management of pellets must be done upstream of the printing process. Finally, the use of solid feeding sub-products (filaments, pellets) requires a certain amount of time for their melting, thus limiting the maximum extrusion flow rate of the first and the second MEAM-HP concepts (Figure 4.1a, b).

The third extrusion principle presented in Figure 4.1c uses a high solids loading liquid-state feedstock and a plunger. Note that ram-based extruders are generally less accurate during the start/stop stages as compared to their screw-based equivalents, but they do not require solid feeding sub-products, such as filaments or pellets (W. Li, Ghazanfari, Leu, & Landers, 2020; Wenbin, Ghazanfari, Leu, & Landers, 2017). In ram-based extruders, a ready-to-use feedstock is introduced into a heated container and pushed through a nozzle using the axial movement of a plunger. Depending on the extrusion precision and the nature of the feedstock, the plunger can be driven by a pneumatic system (in the case of paste, ink, and gel (Agrawal et al., 2019; X. Ren, Shao, Lin, & Zheng, 2016; Xu, Wu, L'Espérance, Lebel, & Therriault, 2018)) or by a linear actuator (in the case of MIM feedstocks (L. Ren et al., 2017)). Although powder-binder mixtures containing a backbone have demonstrated a certain degree of printability, the plunger-based approach is particularly well adapted for low-viscosity feedstocks that can be extruded at lower pressures. The printability of such low-viscosity mixtures has received only limited attention in a few recent works. For example, Yan et al. (Yan et al., 2017) successfully printed a low-viscosity feedstock formulated from fine copper powder (~50% of solids loading) and a single binder system of paraffin wax (i.e., no high-viscosity polymeric backbone added), where they used a laboratory plunger printer to produce a complex 3D vase structure. A low sintered density of ~ 90% and a high linear shrinkage of 15% obtained by the group confirmed that the solids loading needs to be increased to maximize the sintered density and decrease the shrinkage of printed parts. Waalkes at al. (Waalkes, Langerich, Holbe, & Emmelmann, 2020) used a custom plunger-based printer to extrude high solids loading (66 vol. %) titanium feedstock. Surprisingly, the actual flow rate was significantly different from the expected values, and exhibited a nonlinear behavior as a function of time. This was explained either by a too high viscosity of the feedstock or the elastic deformation of the printer structure forcing the authors to define different threshold values for each range of printing parameters to produce

simple cubic parts meeting a certain repeatability threshold. Giberti et al. (H. Giberti, Fiore, & Sbaglia, 2016) presented a 5-axis kinematic table providing two θ_1 - θ_2 rotation movements of the build platform, not feasible with conventional 3D printers. Using a linear delta positioning mechanism, the team combined a stationary screw extruder feeding a liquefied feedstock into a plunger to print high solids loading (63 vol. % of 316L powder) feedstocks containing water-soluble binders (Hermes Giberti, Strano, & Annoni, 2016; Rane, Di Landro, et al., 2019; Strano, Rane, Briatico Vangosa, & Di Landro, 2019; Strano et al., 2018). They demonstrated that feedstocks with solids loading ranging from 49 to 63 vol. % and produced with a similar binder system, exhibited a viscosity varying from 5 to 1000 Pa·s, and require relatively low extrusion pressures ranging from 2.5 to 4 MPa. Using similar water-soluble metallic- or ceramic-based feedstocks, the research group quantified the process capabilities of their laboratory printer in terms of dimensional variations (Strano, Rane, Herve, & Tosi, 2019), surface quality (Rane, Castelli, & Strano, 2019), and internal defects or geometric precision (Rane, Petrò, & Strano, 2020). Unfortunately, the impressive know-how obtained with water-soluble binders could not be directly transferred to conventional low-viscosity MIM-grade feedstocks, which typically contain paraffin wax, stearic acid, and ethylene-vinyl acetate (F. Fareh, Demers, Demarquette, Turenne, & Scalzo, 2017; Ghanmi & Demers, 2021; Lapointe, Turenne, & Julien, 2009; Rei, Milke, Gomes, Schaeffer, & Souza, 2002; Tafti, Demers, Vachon, & Brailovski, 2021). It is to note that some plunger-based 3D printers using polymeric MIM-grade low-viscosity feedstocks were proposed, but they are not yet commercially available. Recently, Waalkes et al. (Waalkes et al., 2022) updated their ram extruder printer with a force-controlled system to mitigate the previously highlighted flow control issues caused by feedstock compressibility during printing. It should be noted that ram extruders are particularly sensitive to air trapped in the feedstock, which increases the feedstock compressibility under pressure. Although this force-controlled system worked for simple geometries, it had not been demonstrated that the system could manufacture complex parts requiring prompt start/stop cycles and sudden changes in extrusion flow.

In a bid to fill the gap identified above, this work aims to develop a novel MEAM-HP 3D printing system adapted for low-viscosity feedstocks and to carry out a comprehensive

characterization of system performances by forming parts of different geometric complexities. Firstly, the feedstock composition and properties are presented, followed by a detailed description of the 3D printer. Next, the calibration of the kinematic accuracy of the build platform and optimization of the feedstock degassing time are presented. Then, the calibration of the extruder flow rate and optimization of the build platform and extrusion temperatures, as well as the retraction volumes, are detailed. Finally, to validate the capacity of the printer to fabricate functional parts, six complex geometry parts are printed using optimized printing parameters.

4.3 Materials and methods

4.3.1 Feedstock formulation and characterization

The feedstock used was formulated from a wax-based binder (Sigma-Aldrich and DuPont) and a water-atomized 17-4PH stainless steel powder (Epson Atmix Corporation). The particle size distribution was measured using a LS 13320 Beckman Coulter laser diffraction particle analyzer to obtain the frequency and cumulative curves plotted in Figure 4.2a, and to extract the particle size in the 10, 50, and 90th percentiles to obtain values of $D_{10} = 3.4 \mu\text{m}$, $D_{50} = 11.8 \mu\text{m}$, and $D_{90} = 31.3 \mu\text{m}$. A scanning electron microscope (Hitachi 3600, secondary electron and backscattered electron detectors) was used to observe the dry powders and feedstock. Figure 4.2b confirms that the dry powder particles exhibit a near-spherical or ligament shape. The powder ($\phi = 65 \text{ vol. \%}$) was combined with a molten binder (90°C) in a laboratory mixer under vacuum using different mixing times (0 to 15 min) to promote powder coverage, remove air bubbles, and produce homogeneous feedstocks. The binder was formulated from 23 vol. % of paraffin wax, 2 vol. % of stearic acid, and 10 vol. % of ethylene vinyl acetate. The paraffin wax was chosen due to its common use in the low-pressure injection molding process (Leverkoehne et al., 2001). The stearic acid and ethylene vinyl acetate were selected as surfactant and thickening agents, respectively (Y.-m. Li, Liu, Luo, & Yue, 2007; Standring, Blackburn, & Wilson, 2016). This specific formulation was developed to ensure the powder-

binder homogeneity seen in Figure 4.2c, as well as to promote the shear thinning rheological behavior suitable for low-viscosity MIM binders (Demers, Turenne, & Scalzo, 2015).

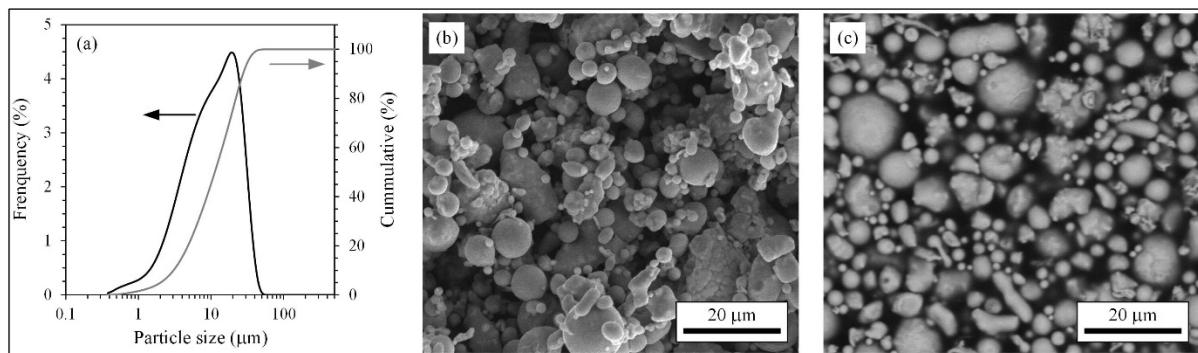


Figure 4.2 (a) Particle size distribution of the dry powder, and SEM images of the (b) dry powder, and (c) mixed feedstock

The melting points of each binder constituent and feedstock were obtained using a TA Instruments DSC 2500 according to the ASTM D3418-15 standard (ASTM-D3418, 2015). The density of the metallic powder and binder required to calculate the volume fraction of each constituent, as well as the density of the solidified feedstock, were measured using an AccuPyc II 1340 helium gas pycnometer. The melting points and densities of each single binder constituent are summarized in Tableau 4.1. The DSC thermogram reported in Figure 4.3a confirms that the melting point of the feedstock is about 60°C. The viscosity profiles at different temperatures (70, 75, 80, 85, and 90°C) were obtained using an Instron SR20 capillary rheometer. To this end, molten feedstock was poured into the rheometer barrel and then pushed through two different capillary orifices with L/D ratios of 20 and 40 ($\varnothing = 1$ mm for both capillaries). An axial force corresponding to pressure varying from 2 to 34 MPa was applied to deform the feedstock with an apparent shear strain rate ranging from 70 to 3,000 s^{-1} . The pressure drop at the capillary entrance was measured with a pressure transducer Gefran (# M30-6-H-B01M1-4-0-2130X000X00) having a maximum capacity of 100 MPa. To obtain the true viscosity values, the apparent viscosities derived from the pressure drop values were corrected using the Bagley (Bagley, 1957) and Rabinowitch factors (Rudolph & Osswald, 2014). Each condition was repeated four times to obtain the viscosity profiles reported in Figure 4.3b (largest SD = 5.3% at 100 s^{-1}).

Tableau 4.1 Melting points and density of feedstock constituents

Constituents	Melting point (°C)	Density (g/cm ³)	Supplier / Product number
17-4 PH powder	> 1404	7.66	Epson Atmix Corp. / PF20-F
Paraffin wax (PW)	57.0	0.90	Sigma-Aldrich / 327204
Stearic acid (SA)	73.0	0.94	Sigma-Aldrich / W303518
Ethylene-vinyl acetate (EVA)	70.0	0.95	DuPont / ElvaxTM 250

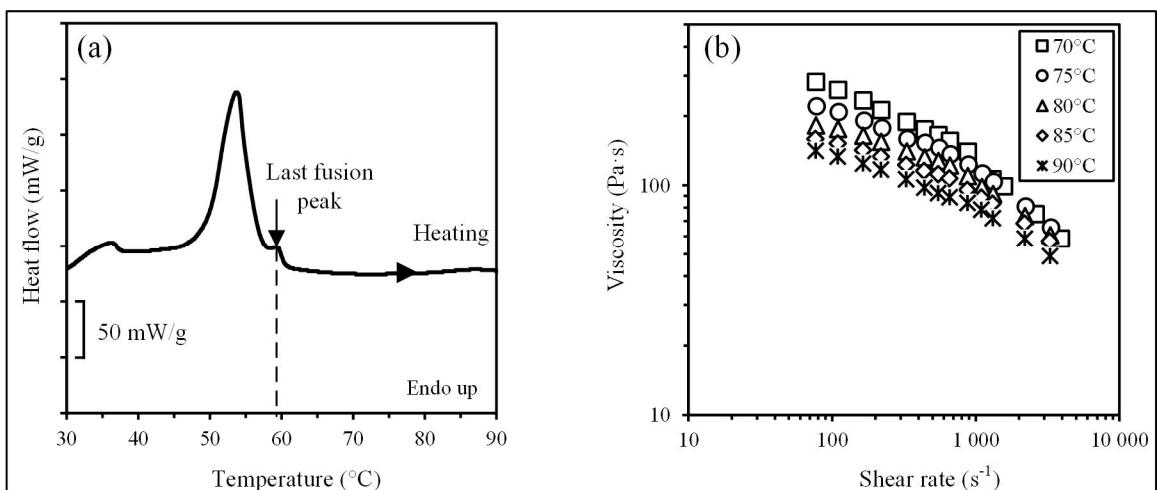


Figure 4.3 (a) DSC thermogram, and (b) viscosity profiles of feedstock measured at different temperatures

4.3.2 3D printing

4.3.2.1 Plunger-based printer

The plunger-based 3D printer presented in Figure 4.4a was developed to accommodate wax-based low-viscosity feedstocks suitable for the plunger-based MEAM-HP process and offering a build volume of 100 x 250 mm (\varnothing x L). A low inertia linear delta kinematics motion positioning system was selected because it allows printing with high speeds and accelerations despite using a versatile but heavy extruder assembly inherent to a plunger-based MEAM-HP

system. In this printing approach, a vertically mounted ram extruder pushes the molten feedstock through a stationary print head, and deposits the feedstock on the moving build platform, as schematically illustrated in Figure 4.4b.

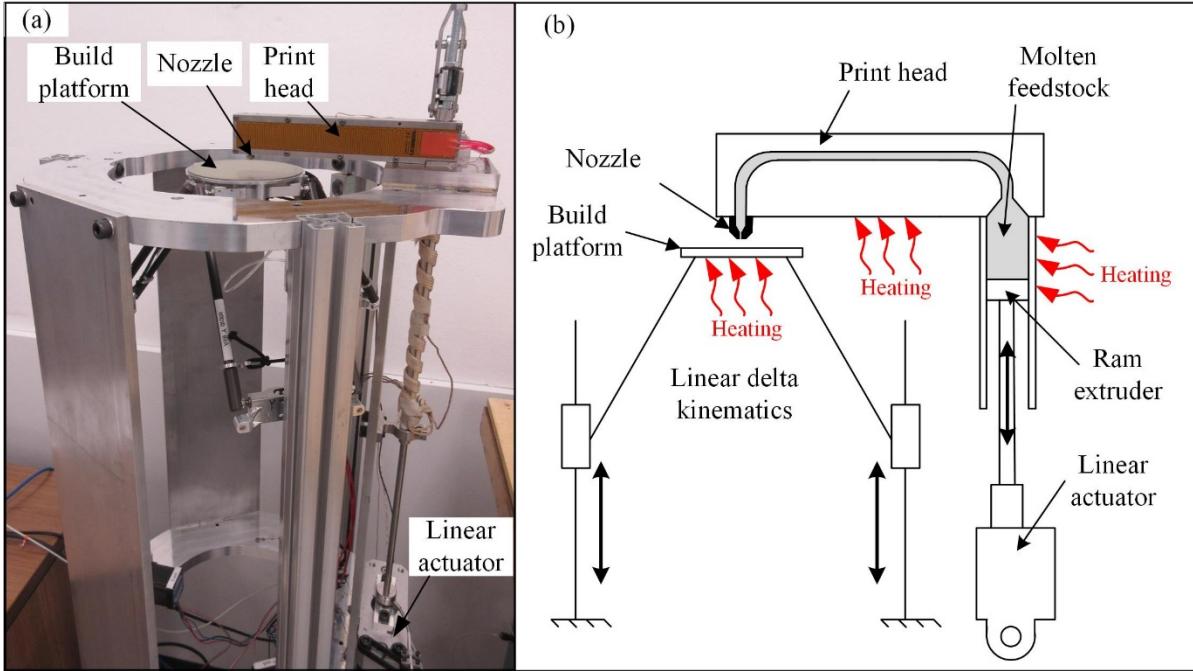


Figure 4.4 (a) Overall view of the MEAM-HP printer, and (b) schematic representation of the 3D printing approach

The extruder assembly includes a Tolomatic ERD20 linear actuator (1, Figure 4.5a) powered by a TXM24S-1EG Step Servo motor (2, Figure 4.5a) coupled in series with a Carson 22:1 (3, Figure 4.5a) reduction gearbox (23EP022-AMP-TXM24). The piston (4, Figure 4.5b) pushes the feedstock located in the heated cylinder (5, Figure 4.5a-c) to the print head (6, Figure 4.5a-c). The molten feedstock then converges through a reducing conical section (from the Ø9.1 to 3.2 mm), and exits through a Ø0.4 mm E3D V6 hardened steel nozzle (8, Figure 4.5b) before being deposited layer-by-layer onto the build platform (9, Figure 4.5c). The print head (6, Figure 4.5a-c) is fixed to the isolated extruder table (10, Figure 4.5a-c) via a toggle clamp (not shown). The extruded feedstock is deposited on a 0.175 mm thick PEI polymer film glued on a 0.4 mm spring steel sheet to provide good adhesion for the first layer. This steel sheet is held on the heated build platform (9, Figure 4.5c) via the vacuum holding system (not shown). The

printer hardware is controlled by a Duet 3 6HC mainboard with a 1XD expansion board (11, Figure 4.5a) operating the linear actuator's motor (2, Figure 4.5a). The extrusion pressure is measured by an Omega LCFD-50 load cell (7, Figure 4.5a) positioned in-line with the piston and monitored by LabVIEW via a NI USB-6210 acquisition card at a frequency of 1000 Hz. The temperature of each heated zone (items 5, 6, 9 & 10 in Figure 4.5a-c) is controlled by the Duet 3 6HC mainboard within +/- 0.5°C in a range of 40-150°C using independent heaters and temperature sensors (type K thermocouples for the cylinder, table, and print head; thermistor for the build platform). The thermocouples and thermistor are calibrated at 85°C and 50°C respectively, using an Omega CL-1500 benchtop dry block probe calibrator. The 280 mm stroke of a 9.1 mm outer diameter piston allows a continuous extrusion of about 18 cm³ of feedstock before being refilled. Considering the 20,000 counts/rev motor encoder and the 5 mm pitch ball screw of the linear actuator, the resolution of the extruder is 0.00075 mm³/count, which is equivalent to a printed length of 0.01 mm for a line cross-section of 0.2 x 0.4 mm.

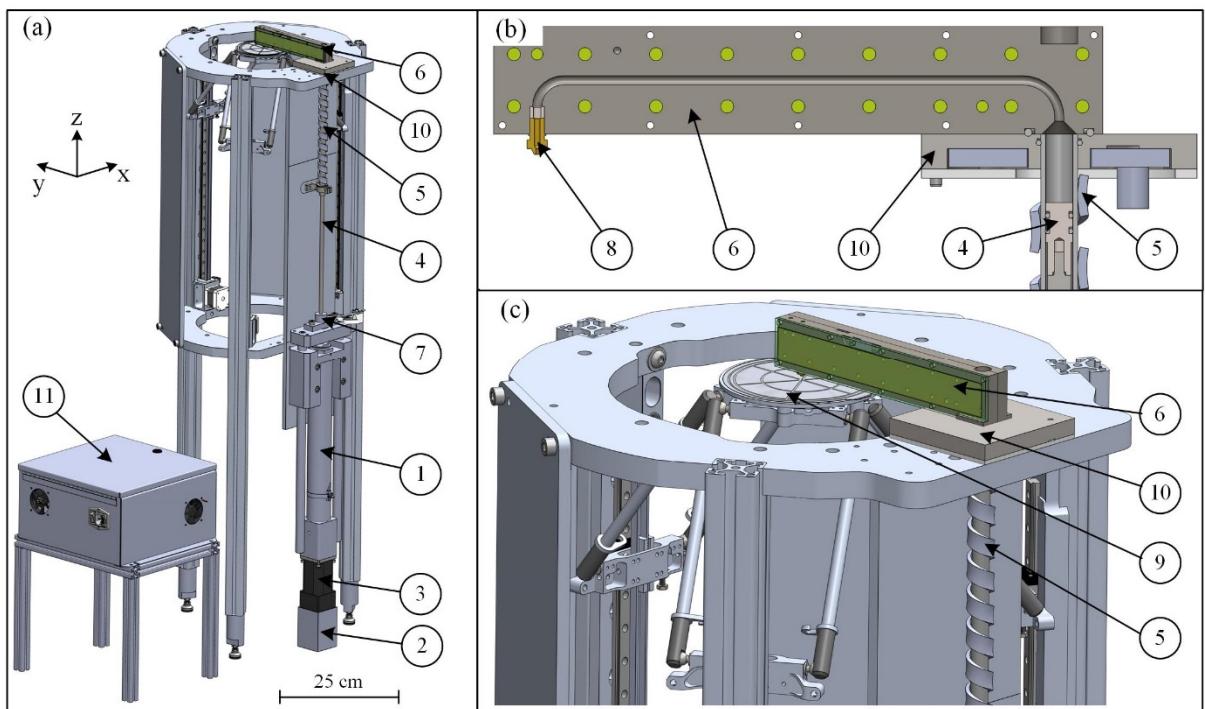


Figure 4.5 CAD model of the (a) global assembly of the 3D printer, (b) extruder head, table, and cylinder section view, and (c) zoom-in on the upper region showing the delta kinematics and the print head installed on the printer

4.3.2.2 Printer operation

A degassing unit (12, Figure 4.6a) is installed on the extruder table (10, Figure 4.6a) and molten feedstock (105°C) is poured into the reservoir before starting the mixer (13, Figure 4.6a) and the vacuum pump (not shown). Following the degassing step, the feedstock is drawn into the cylinder by lowering the piston (Figure 4.6c), the degassing unit is removed, and the equipment is reconfigured for printing. The latter is done by installing the print head, as illustrated in Figure 4.6. Prior to printing, a purging sequence consisting in pushing approximately 2 cm^3 of feedstock is performed to fill the print head. The G-code is generated using Ultimaker Cura 4.8.0 slicer software.

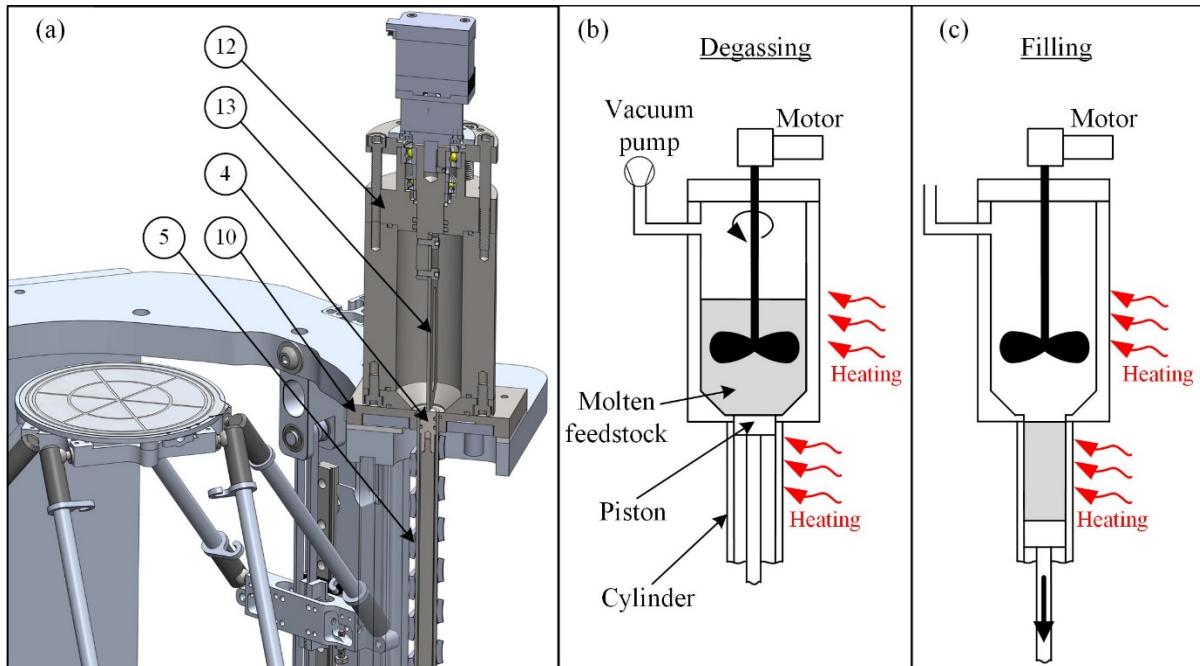


Figure 4.6 (a) CAD model of the degassing unit installed on the printer, (b-c) degassing and filling steps prior to printing

4.3.2.3 Printer calibration, optimization, and validation

The printer calibration procedure and the procedure for the optimization of printing parameters included five phases: a) calibration of the build platform position accuracy; b) optimization of the degassing time; c) calibration of the flow rate; d) optimization of the extruder start-stop sequences, and e) optimization of the extrusion and build platform temperatures. Finally,

validation of the capacity of the printer to print complex geometry parts using optimized printing parameters was carried out.

Calibration of the build platform position accuracy: The linear delta kinematic position accuracy at six platform heights (Z) ranging from 0 to 100 mm (0, 4, 16, 32, 64, and 100 mm) was calibrated using a Hexagon 85 Absolute Arm by probing, at each platform height, the center point of the build platform (X=0; Y=0) and 35 consecutive 10°-spaced points along a Ø100 mm circular trajectory. To that end, the printing build platform was interchanged with a dedicated calibration platform integrating a milled countersink in the middle of the platform to precisely probe a datum point.

Optimization of the degassing time: The optimal degassing time of the molten feedstock was determined by measuring the feedstock density at room temperature. Following the printer operation described above, the vacuum time was varied from 0 to 15 minutes and the solidified feedstock was then removed from the cylinder by raising the piston, which produced a Ø9.1 mm green bar that was cut into five samples of equal length and their room temperature density was measured. The optimal degassing time corresponded to the shortest time leading to the highest green density value. To evaluate the impact of any remaining air in the optimally-degassed feedstock on the flow rate control, a test consisting of three 60 s free-extrusion cycles of 85°C-heated feedstock at a 2 mm³/s flow rate separated by a 60 s dwell time was performed at three cylinder filling levels (90, 50 and 10%), while monitoring the extrusion pressure from the load cell.

Calibration of the flow rate: An additional free-extrusion test and two test prints were executed to calibrate the flow rate, optimize the extruder start-stop capacity and the extrusion and build platform temperatures. To monitor the accumulated mass at a frequency of 1 Hz, a continuous free-extrusion test of molten feedstock (85°C at 2 mm³/s) was realized over a precision scale (Sartorius Practum 513-1S), similarly to the methodology developed in (Waalkes, Langerich, et al., 2020). The feedstock density (5.31 g/cm³ at room temperature) and the recorded mass were used to determine the experimental extruded volume and then

compared to the theoretical value to adjust the controller (e-step calibration) of the ram extruder.

Optimization of the extruder start-stop sequences: To quantify the accuracy of printed line positions and shapes during start/stop sequences, the first test print consisting in the deposition of horizontal and vertical lines schematized in Figure 4.7a was performed. Two vertical lines and seven equally spaced horizontal lines were printed while varying the retraction volume (also known as the retraction distance in the fused filament fabrication process) from 0 to 4.8 mm³, using a printing speed of 12.5 mm/s and a travel speed of 100 mm/s. The tests were repeated using three cylinder filling levels (90, 50 and 10%) and a slower travel speed (25 mm/s). The printed lines were observed using a Nikon SMZ800N binocular. The optimal retraction volume corresponded to its minimum value that enabled to print without defects, such as incomplete printing and feedstock oozing.

Optimization of the extrusion and build platform temperatures: To optimize the extrusion and build platform temperatures, the second test print consisting in printing the hollow square prism (20 x 20 x 5 mm) presented in Figure 4.7b was performed with a print speed of 12.5 mm/s. Using a constant layer height and line width set respectively at 0.2 and 0.4 mm, the extrusion temperature (75-105°C) and the build platform temperature (40-60°C) were each varied one at a time to produce green specimens. These specimens were cut along the section A-A shown in Figure 4.7b and observed using an optical microscope (Olympus GX51). The optimal temperatures were considered to be reached when void- and surface defect-free specimens were obtained. Finally, to further reduce the size and the occurrence of typical voids found in the MEAM process (Tao et al., 2021), a 25% overlap between each deposited line forcing the feedstock exiting the nozzle on the previous deposited line was introduced, as schematized in Figure 4.7c-e.

Validation of the 3D printing capability: To validate the capacity of the printer to print functional parts, six different geometries including typical challenging features such as overhangs, thin walls and complex 3D surfaces, were printed using the optimized printing

parameters. An adaptive layer height between 0.1-0.2 mm was utilized for some parts to increase the resolution and demonstrate the achievable surface finish using a low viscosity feedstock with the printer.

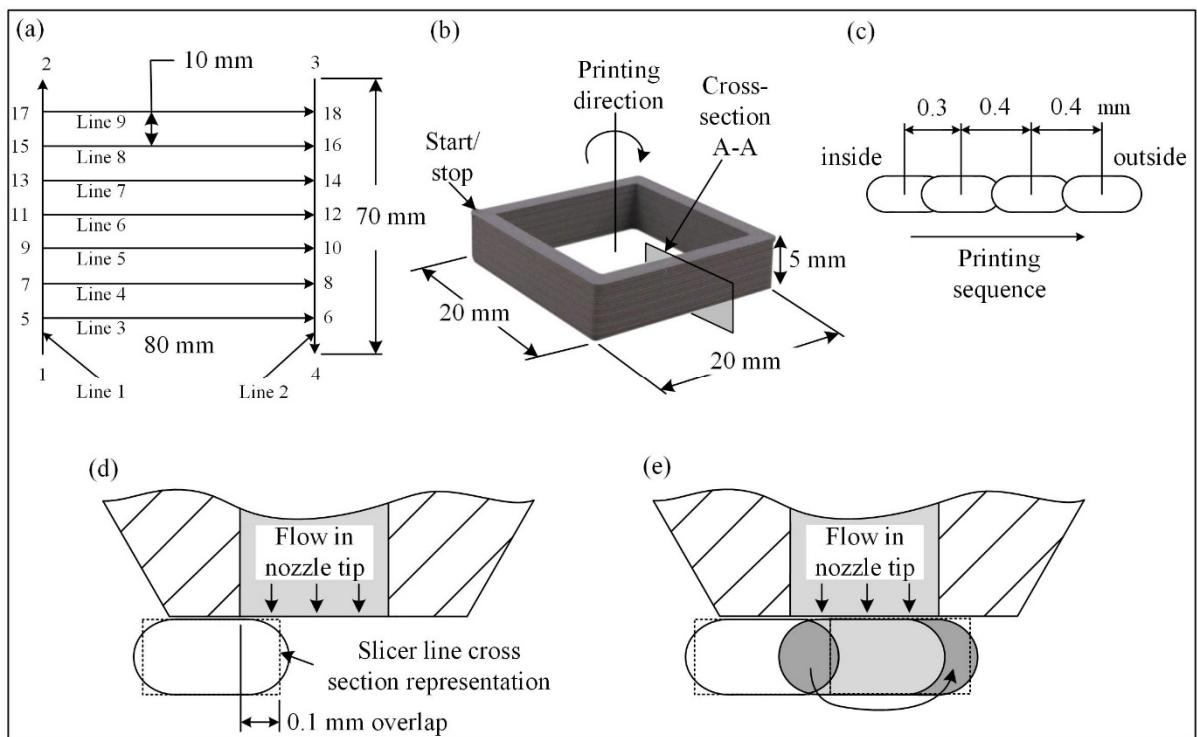


Figure 4.7 Test prints used to calibrate and optimize the printing parameters: (a) single-line deposition, (b) 3D printed hollow square prism, and schematic representation of (c) the first layer section view A-A showing the position of printed lines in the G-code to obtain a 25% overlap between them, (d) the second printed line position with 0.1 mm overlap (0.4 mm line width and nozzle diameter), and (e) the feedstock behavior due to the overlap

4.4 Results

4.4.1 Validation of the build platform positioning accuracy

A visual representation of the dimensional deviations in the vertical (Z) and horizontal (XY) directions of the build platform is presented in Figure 4.8 (coordinate system X-Y-Z is reported in Figure 4.8a). To calculate the vertical deviations ($Z_{\text{measured}} - Z_{\text{nominal}}$), the position of the platform center taken at coordinate X-Y (0; 0) was probed nine times at each vertical position

(height) varying from 0 to 100 mm, and reported in Figure 4.8a. For heights between 0 and 16 mm, the platform was slightly below its nominal position but within a tight range varying from -10 to 5 μm (error bars represent the minimum and maximum values). Between 16 and 100 mm, vertical deviations up to 29 μm above the nominal values were measured. Therefore, a maximum vertical deviation of the platform center expected with this printer is $\sim 30 \mu\text{m}$. Then, the horizontal position of the build platform was probed at different heights to calculate the deviations ($X_{\text{measured}} - X_{\text{nominal}}$; $Y_{\text{measured}} - Y_{\text{nominal}}$) along a $\varnothing 100$ mm trajectory around the center of the platform. These XY deviations were combined in the circular chart presented in Figure 4.8b, where the solid line represents the targeted nominal trajectory and each dashed line represents a radial deviation of 50 μm either inwards or outwards of the nominal trajectory. It can be observed that the majority of horizontal positions are within $\pm 50 \mu\text{m}$ of the nominal values, while the maximum deviation of 92 μm is reached at a height of 32 mm. These dimensional deviations are probably related to pulley eccentricity in the belt-and-pulley drive system, the machining accuracy of the printer components, and friction occurring in the twelve parallel arm joints.

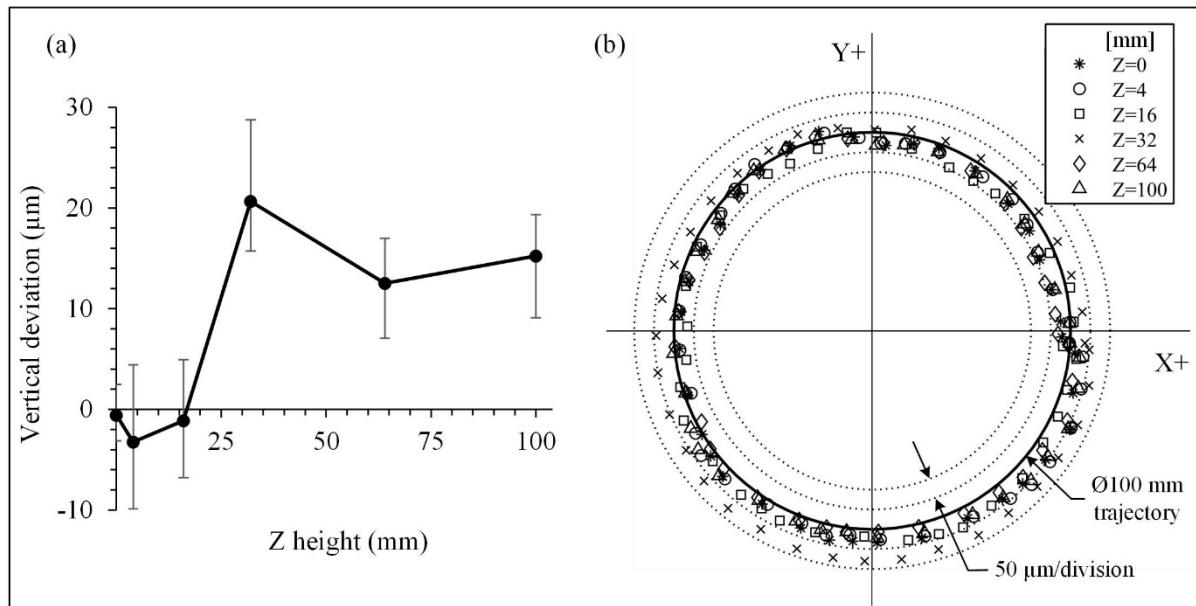


Figure 4.8 Build platform positioning accuracy in the (a) vertical (Z) and (b) horizontal (XY) directions for a $\varnothing 100$ mm trajectory around the center (solid represents the targeted nominal value and each dashed line represents a deviation of 50 μm)

4.4.2 Optimization of the degassing time

The influence of vacuum time on the feedstock density is quantified in Figure 4.9a. With a feedstock initially containing ~1.2% of voids, about 1% of trapped air was removed during the first minute of vacuum application. A large dispersion of the relative density values under the no-vacuum condition, as captured by wide error bars (i.e., standard deviation of the average density values taken from five specimens) was significantly reduced after this degassing operation. Since a vacuum time greater than one minute produced no sensitive benefits, this time was used in all further experiments as an optimal time for feedstock degassing prior to printing. Stable relative density values of ~99.8% achieved during the degassing tests suggest even if the vacuum time exceeds 1 min, a small quantity of air still remains in the feedstock.

The potential impact of this remaining air on the ram extruder performance was assessed by measuring the extrusion pressure variations during the free-extrusion cycles presented in Figure 4.9b. Using a constant temperature and flow rate, three successive extrusion cycles confirm that the pressure values obtained during extrusion (marked “A” in Figure 4.9b) as well as between the extrusion cycles (marked “B” in Figure 4.9b) were repeatable. The extrusion process required similar steady state pressures varying from 560 to 585 kPa, regardless of the cylinder filling level. Finally, a residual pressure between each extrusion cycle (marked “C” in Figure 4.9b) ranging between 50 and 80 kPa is explained by the reaction force caused by friction between the cylinder and piston O-rings.

A zoom-in on the third extrusion cycle reported in Figure 4.9c shows that the time to reach a constant and repeatable extrusion pressure seems to be related to the level of feedstock remaining in the cylinder where the transition time (TT) decreases as the cylinder empties. Indeed, different transition times of 8.7, 6.1, and 4.1 s during the pressure ramp up, and 11.0, 6.5 and 6.0 s during the pressure ramp down were required for the 90, 50, and 10 % filling levels, respectively. In other words, this decrease in the transition times as the feedstock level decreases indicates that the feedstock compressibility decreases, and therefore process control

improves, when the filling level decreases. To bypass this issue and not affect the printer start/stop accuracy as well as its response time, the possibility of applying a retraction movement of the ram extruder was added at the end of these extrusion sequences (discussed in the next section).

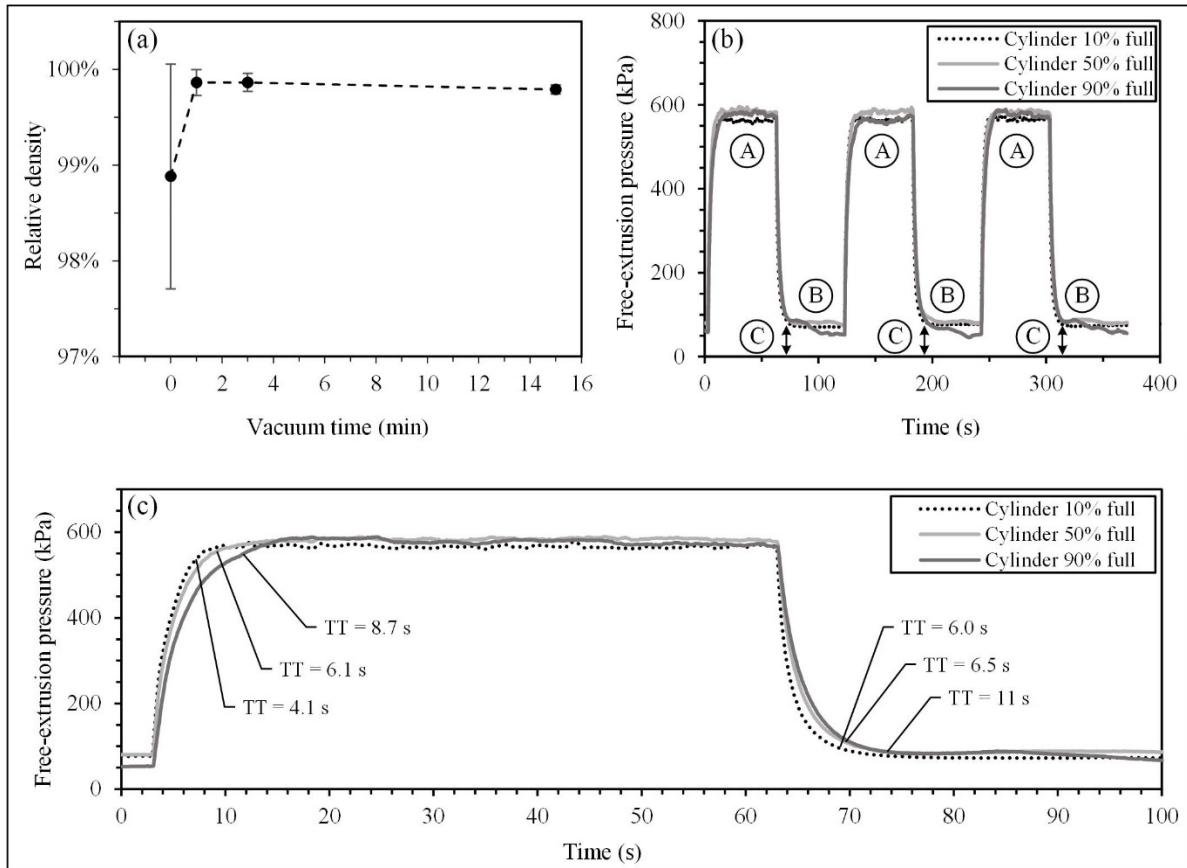


Figure 4.9 (a) Evolution of the feedstock density according to the vacuum (degassing) time, (b) free-extrusion pressure obtained during three extrusion cycles (85°C & $2 \text{ mm}^3/\text{s}$), and (c) zoom-in on the third extrusion cycle (TT: transition time to reach 0.95 of state pressure)

4.4.3 Calibration of the extruder flow rate

The evolution of the feedstock mass accumulated during free extrusion on a precision scale is presented in Figure 4.10a. Since this test was performed at a constant flow rate, the accumulated mass is directly proportional to the extrusion time due to the relationship between the mass and volume. The small peak observed around $t = 150 \text{ s}$ is a measurement artifact that

corresponds to the feedstock contacting the nozzle due to accumulation that must be periodically and manually tipped over to avoid such a contact. The evolution of the relative extruded mass ($m_{\text{measured}} - m_{\text{theoretical}}$) over the entire piston stroke is presented in Figure 4.10b where all the peaks (a few of them pointed by black arrows) correspond to the feedstock accumulation under the nozzle. Excluding these outliers, the relative mass during this 8000 s test shows variations within ± 0.05 g with an almost horizontal trendline for the entire stroke of the piston. This extruder performance means that the e-step adjustment of the ram extruder controller realized during the printer development guarantees an accurate flow control. However, a slow acquisition rate of the extruded mass and the feedstock buildup leading to the peaks observed in Figure 4.10b clearly limits the capacity of this free-extrusion test to measure the instantaneous flow rate. Since the control of this parameter is essential for the fabrication of void- and surface defects-free parts, the consistency of the flow rate was evaluated via printing different geometries as shown further.

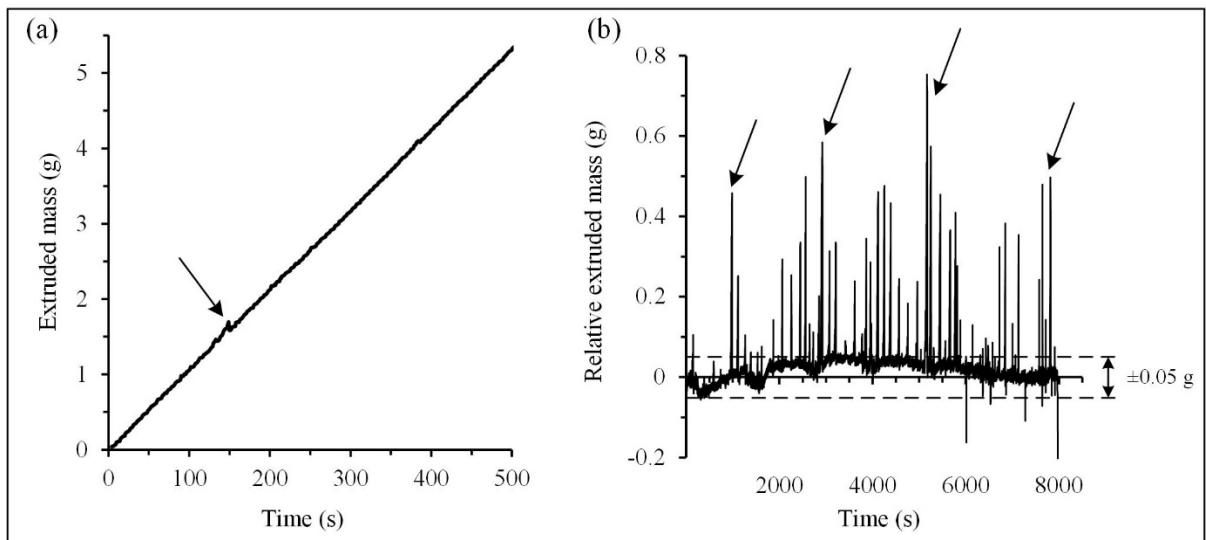


Figure 4.10 (a) Cumulative extruded mass as a function of time (85°C & 2 mm³/s) during the first 500 seconds of the test, and (b) relative extruded mass ($m_{\text{measured}} - m_{\text{theoretical}}$) over the entire piston stroke

4.4.4 Optimization of the extruder start/stop sequences

A single-line deposition test print for different retraction volumes is presented in Figure 4.11. At a retraction volume of 1.2 mm^3 , it can be seen that several printed lines pointed with white arrows in Figure 4.11a are incomplete. A zoom-in on the beginning of the third printed line (Figure 4.11b) shows a trace of feedstock presumably deposited and then ripped from the build platform by the nozzle. During travel moves (e.g., between the end of line 3 and the beginning of line 4), the feedstock slightly oozed and accumulated on the nozzle (Figure 4.11c) which interfered with the printed line particularly at the beginning. Following a certain feedstock build-up on the nozzle, the printed line would eventually stick to the build platform up to the intersection with the vertical line (Figure 4.11d). Although the last two horizontal lines were printed entirely (pointed with dashed black arrows in Figure 4.11a), this was not repeatable through multiple tests, probably due to a complex/random interaction between the feedstock accumulation on the nozzle and the printed lines. It should be noted that similar deposition-ripping issues were also seen for retraction volumes smaller than 1.2 mm^3 . Therefore, this single-line test confirms that the retraction volumes up to 1.2 mm^3 are not sufficient to accurately control the extrusion start and stop.

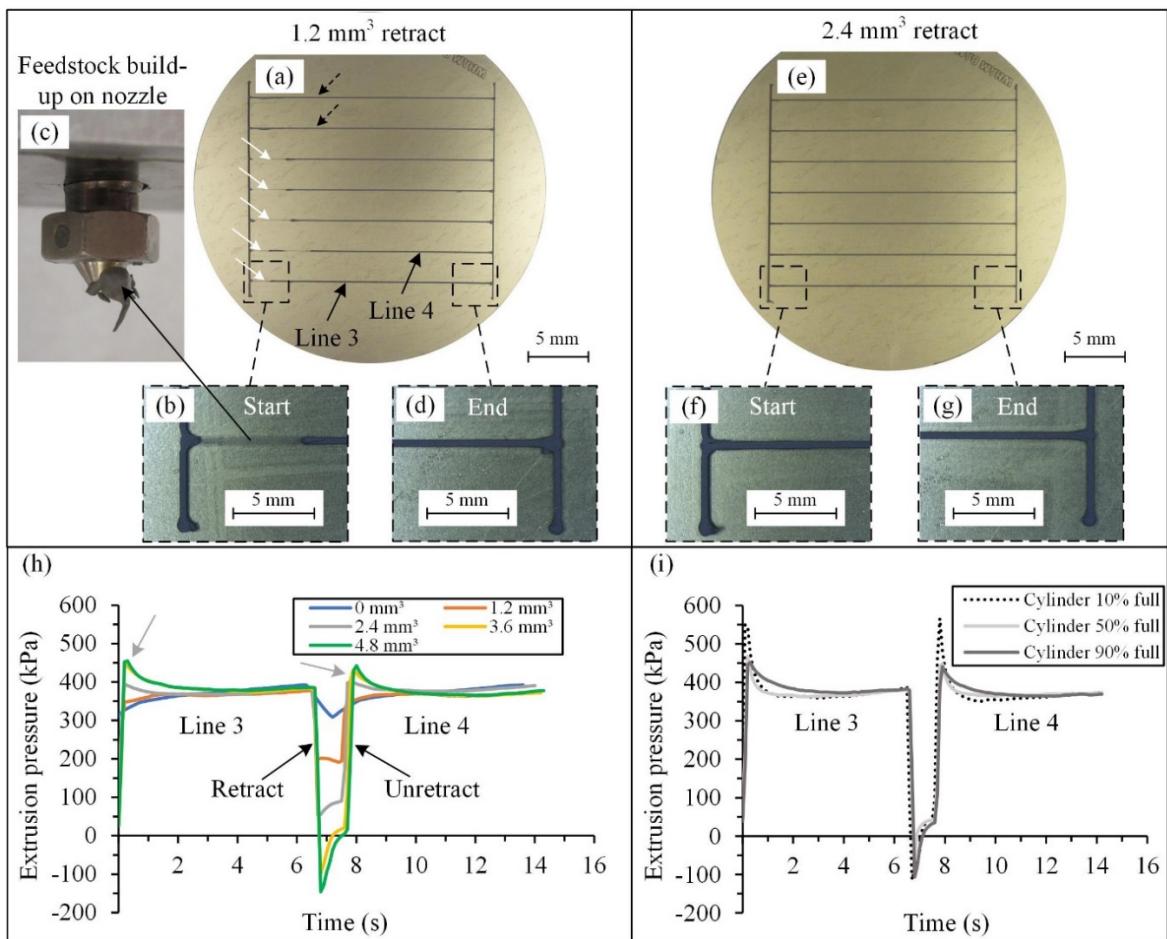


Figure 4.11 Comparison of the retraction volumes at a filling level of 90% between (a-d) 1.2 mm³, and (e-g) 2.4 mm³, (h) pressure comparison between the retraction volumes for lines 3 & 4 at a filling level of 90%, and (i) pressure comparison between the three filling levels for lines 3 & 4 at a retraction volume of 3.6 mm³

By increasing the retraction volume to 2.4 mm³, all the lines were completely printed (Figure 4.11e), with a zoom-in on the start and stop regions of the third printed line (Figure 4.11 f-g) confirming that vertical and horizontal printed lines are properly connected. These high magnification images of the start and stop zones also confirm that the width of this deposited line (about $370 \mu\text{m} \pm 29\mu\text{m}$ in steady state) is relatively constant over the entire extrusion length. Small differences with the nominal line width of 400 μm are probably due to the first layer height being slightly too high (216 μm instead of the nominal 200 μm). Deviations of $\pm 29 \mu\text{m}$ can be attributed to the flatness tolerance of the build platform, the X-Y-Z positioning inaccuracy, and slight flow variations reported above in this study. It is also important to note

that there is a slight “head” and “tail” effect at the beginning and end of the printed lines, whatever the retraction volume. Although not ideal, it is believed that some further optimization of the velocity profile of the retract/unretract command might solve this issue.

In addition to the visual inspection, the extrusion pressure was recorded during these single-line deposition test prints and reported in Figure 4.11h-i for different retraction volumes and filling levels. The evolution of the pressure over time for two typical lines (lines 3 & 4) is plotted in Figure 4.11h to correlate the nozzle oozing with the remnant nozzle pressure during the retract/unretract command. At the end of the third printed line at 6.5 s, the pressure drops from ~380 kPa to 310, 181, and 41 kPa corresponding, respectively, to retraction volumes of 0, 1.2, and 2.4 mm³. This decrease in pressure explains why the feedstock oozing decreases at a higher retraction volume. An increase in the retraction volume beyond 3.6 mm³ produces a residual pressure value of approximately - 100 kPa. This negative value indicates that a tension force is applied on the load cell, probably due to the friction caused by the piston seals on the cylinder. Interestingly, this absence of internal pressure obtained during the retract command completely inhibits the feedstock oozing. Therefore, a minimum retraction volume of ~2.4 mm³ must be applied to avoid oozing when a travel speed of 100 mm/s is used. Following the unretract command, pressure overshoots are visible at the start of the printed lines (pointed with a gray arrow in Figure 4.11h) for retraction volumes higher than 2.4 mm³. The pressure peaks gradually increase as the retraction volume increases and seems to reach a maximum value of about 470 kPa for the retraction volumes higher than 3.6 mm³. These pressure peaks were also observed when the same G-code file was executed in the free-extrusion mode, i.e. using an unconstrained feedstock with the nozzle 100 mm away from the build platform. As the retract/unretract flow rate was set to 30 mm³/s (30 times higher than the printing flow rate), these pressure peaks might be due to hydraulic shock, which may cause the “head” effect seen in Figure 4.11f-g. For the retraction volumes lower than 1.2 mm³, pressure overshoots were not visible, and the steady state extrusion pressure returned to its nominal value of about 380 kPa following a response time of about 1.5 s. Note that such a pressure delay or transition time was similarly observed in Figure 4.11b-c where no retraction volume was used. The absence of pressure peaks at the start of the printing operation for retraction volumes lower than 1.2

mm^3 can be explained by the oozing phenomenon described above. Indeed, the feedstock oozing occurring between two extrusions inhibits or delays the capacity to rapidly build a pressure at the nozzle exit.

When decreasing the travel speed from 100 to 25 mm/s in the second test (not shown in this work), longer waiting times between the extruded lines led to more feedstock oozing out of the nozzle. Unlike the case with a higher travel speed of 100 mm/s, the retraction volume of 2.4 mm^3 became insufficient at a lower travel speed of 25 mm/s where oozing provoked feedstock accumulation on the nozzle with similar results of incomplete printing as those shown in Figure 4.11a. Although there would seem to be no downside to using high travel speeds, longer waiting times between extrusions can occur in other situations, such as when a pause is required to clean the nozzle or refill the feedstock cylinder. In this respect, the minimum retraction volume for long waiting times (greater than 5 s) must be increased from 2.4 to 3.6 mm^3 to avoid any oozing. Note that in all the cases, the retraction volume must be minimized to prevent air from entering the print head, while avoiding feedstock oozing.

The pressure profiles obtained for the three filling levels in Figure 4.11i reveal the same response time issue highlighted previously during the free extrusion tests where the transition time at the beginning of the extrusion is longer when the cylinder is full of feedstock. The pressure peak at the beginning of printed lines is higher at lower cylinder filling levels which suggest that there is less compression, confirming the presence of a certain amount of air in the feedstock. This notwithstanding, the retraction volume of 3.6 mm^3 selected above was sufficient to compensate the feedstock compressibility and allow the accurate starting and stopping of the extrusion process at all cylinder filling levels.

4.4.5 Optimization of the extrusion and build platform temperatures

The influence of the build platform and extrusion temperatures on the microscopic and macroscopic defects and extrusion pressure is illustrated in Figure 4.12. During the first tests, the extrusion temperature was set to 85°C, while the build platform temperature was varied

from 40 to 60°C. The side views of the hollow square prisms before their removal from the build platform are presented in Figure 4.12a-c and their top views after removal are shown in Figure 4.12d-f. At a build platform temperature of 40°C, poor interlayer bond between the second and third layers is identified by two arrows in Figure 4.12a. During part removal from the build platform, the first two layers remained stuck on the build platform (Figure 4.12d). With an increase in the build platform temperature to 47.5°C (not shown in Figure 4.12), only small portions of the first layer remained bonded to the build surface. Between 50 and 55°C, the printed parts were easily removed from the build platform without any sticking issues encountered. The optimal results were obtained at a build platform temperature of 52.5°C, at which the side profiles were geometrically accurate (Figure 4.12b & e). At a build platform temperature above 57.5°C, the parts exhibited deformation because of the melting of paraffin wax ($T_m = 57^\circ\text{C}$) leading to poor sidewall geometry definition (Figure 4.12c) and the presence of millimeter-sized voids (Figure 4.12f). Therefore, the temperature of the build platform was set to 52.5°C for all further experiments. It is worth mentioning that this build platform temperature could lead to distortions similar to those shown in Figure 4.12c when heat dissipation during printing becomes limited, such as when printing small parts or printing at high speeds. Although this was not the case for the parts printed in this test, the solution to this problem is to decrease the printing speed or to add cooling to the printed part to dissipate the heat.

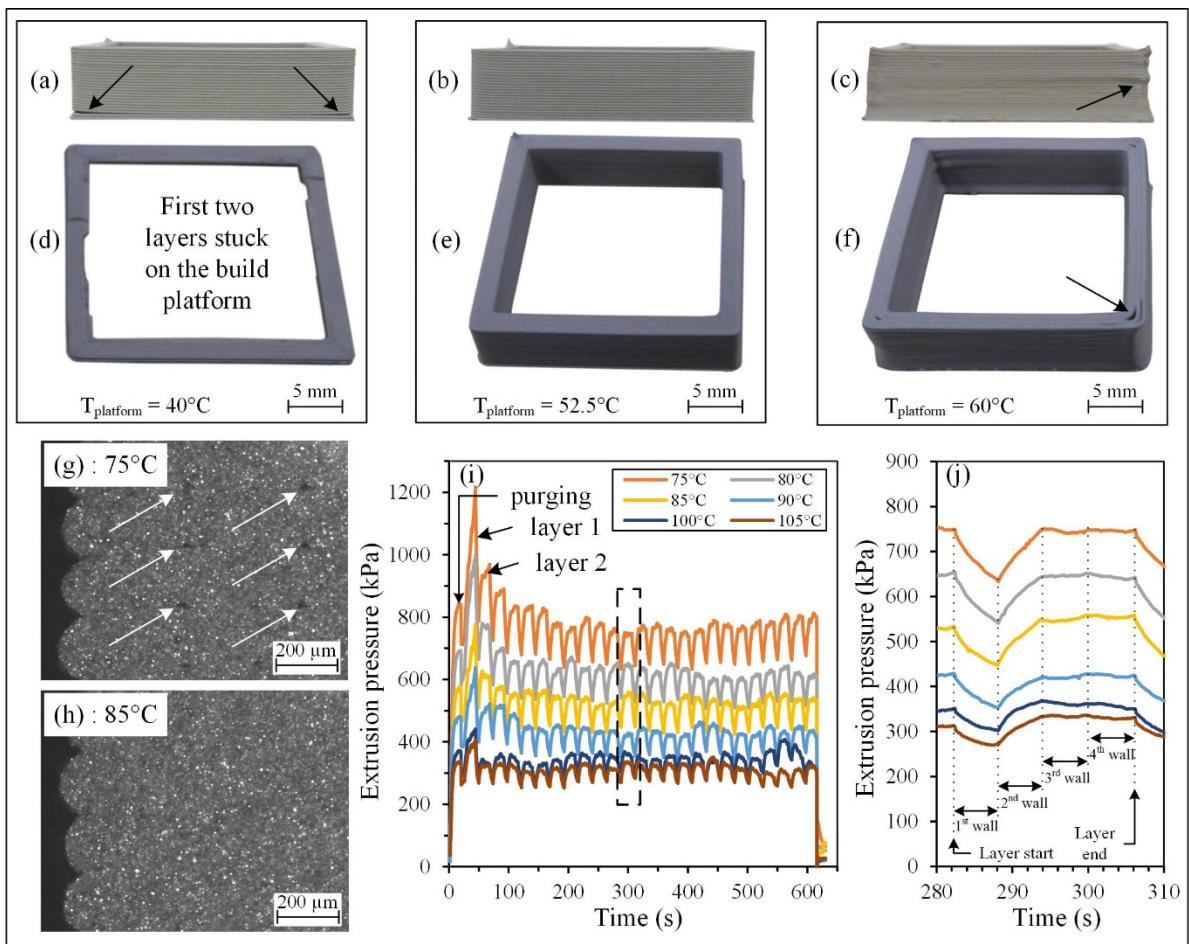


Figure 4.12 Influence of the build platform and extrusion temperatures on (a-f) macroscopic printing quality, (g-h) internal porosities, and (i-j) extrusion pressure profiles: (i) 1-25 layers, (j) 12th layer

During the second test, the build platform temperature was set to 52.5°C , while the extrusion temperature was varied from 75 to 105°C . The parts' cross-sections were observed (Figure 4.12g-h) and the extrusion pressure monitored (Figure 4.12i-j). Interestingly, all the extrusion temperatures produced adequate overall shapes similar to that obtained at 85°C (Figure 4.12b & e), exhibiting no millimeter-size visual or geometrical defects. For deeper analysis, high magnification observations of the printed part cross-sections were conducted (Figure 4.12g-h). In addition to a sticking condition observed on the build platform at an extrusion temperature of 75°C , micrometer-size voids are present as indicated by white arrows in Figure 4.12g notwithstanding the use of the 25% overlap technique. These diamond-shape voids, well known in MEAM (Tao et al., 2021), usually occurs at the intersection of four deposited layers.

An extrusion temperature above 85°C combined with the overlap condition imposed at the printing path eliminates these interlayer voids (Figure 4.12h), in addition to producing no visual defects and a good interlayer bond. By increasing the extrusion temperature from 75 to 85°C, the feedstock viscosity drops from 195 to 142 Pa·s (values taken at a shear strain rate of about 180 s⁻¹ in Figure 4.12b). This increase in the feedstock fluidity seems to be sufficient to promote the overlap and coalescence of successive layers before they are solidified. This conclusion is important for the future development of plunger-based MEAM-HP printers because it confirms the possibility of producing defect-free (millimeter- & micrometer-size) printed parts using wax-based low-viscosity feedstocks.

To further investigate the effect of the extrusion temperature, pressure variations measured during printing are presented in Figure 4.12i. The first pressure peak corresponds to the purging cycle, while all the other peaks coincide with the different deposited layers. Note that for all the printed parts in this test, the higher extrusion pressures recorded during the first three layers (i.e., where the pressure level was not reached for subsequent layers) was probably due to a too small initial nozzle-to-platform distance. This issue can easily be resolved in the future by readjusting the nozzle-to-build platform offset in the firmware. For this extrusion temperature analysis, the first few layers were thus discarded. During the printing cycle ranging from 200 to 600 s, an increase in the extrusion temperature from 75 to 105°C, leads to a decrease in the average extrusion pressure from 740 to 307 kPa. This is expected, since the 30°C increase in the extrusion temperature produces a decrease in the feedstock viscosity from 195 to 70 kPa, thus leading to a decrease in the extrusion pressure, when using the same flow rate (i.e., the same shear strain rate of 180 s⁻¹). Note that the viscosity at 105°C was extrapolated using a second-order viscosity model and the experimental values presented in Figure 4.12.

A close look at the extrusion pressure profile for a single layer (e.g., the 12th layer presented in Figure 4.12j) at any extrusion temperature shows that the extrusion pressure is different during the printing of each of the four walls of the hollow square prisms. During the extrusion of the first wall, the pressure drops from that of the previous layer. Since the first wall of all new layers is freely deposited (i.e., never constrained with other deposited lines), it requires the

lowest pressure. During the extrusion of the second wall, the pressure increases since this wall is forced to overlap the first one by 25%. The pressure remains the same until the end of the layer (i.e., during extrusion of the third and fourth walls) because the printing conditions are constant. Not only the impact of a higher temperature reduces the overall pressure, but the shape of the pressure curve changes more abruptly during the first and second walls. At 75°C, the downward and upward slopes seem to have a linear trend as opposed to those observed at 105°C which exhibit more of an exponential trend. This is most likely due to the air trapped in the feedstock and viscous effects. Lower pressures at higher temperatures mean that the air trapped in the feedstock compresses less (due to the ideal gas law), thus shortening the response time. Although low extrusion pressures are desirable for improving the response time and reducing void formation between printed lines, it is suggested to select the lowest viable extrusion temperature in order to minimize distortions (warping, cracks, and heterogeneous shrinkage due to a significant volumetric expansion of paraffin wax) and to improve the printability of slopes and overhang features.

Consequently, to demonstrate the capacity of the developed MEAM-HP printer system for rapid prototyping, the build platform temperature was set to 52.5°C and the extrusion temperature to 85°C, since these temperatures simultaneously provide: a) a good first layer adhesion on the build surface, b) an adequate interlayer bond with minimal voids, c) a non-sticking condition, d) an absence of millimeter-size defects and micrometer-size internal voids, and e) a satisfactory retention of part geometry.

4.4.6 Demonstration of the rapid prototyping capacity

To validate the functionality of the printer developed in this work and its capacity to fabricate functional parts, six different part geometries shown in Figure 4.13 were printed using the parameters presented in Figure 4.13. The first printed part is an ASTM E8 tensile sample (Figure 4.13a), which will be used for future mechanical testing. Printed both as a half (Figure 4.13b) and complete (Figure 4.13c) model, the second geometry is a small mechanical part that includes a 60° internal conical section, a keyway and three small tabs for assembly. Despite

the delicate mounting tabs in direct contact with the build platform, these parts were easily detached from the removable flexible build surface. The geometries shown in Figure 4.13d-i were printed using the adaptive layer height parameter set to 0.1-0.2 mm in the slicer. This allowed to obtain a better layer resolution when slopes are detected on the outer wall of the model. This effect can be seen on the printed gear (Figure 4.13d-e), where the internal taper visible in Figure 4.13f and ending midway of the teeth geometry commanded a finer resolution at the bottom zone of the printed part. The layer height transition can clearly be seen in Figure 4.13e, where the geometry exhibits only vertical walls in the top section of this gear. A small impeller (Figure 4.13g) exhibiting thin 0.8 mm blades with 45° overhangs near the base demonstrates the ability to print delicate parts. Light cooling was activated for the upper region of the impeller as the layer print times decreased to the point where the heat did not have enough time to dissipate using natural convection. Another example of the adaptive layer height approach can be observed on Figure 4.13h, where a finer resolution was used to improve the shape of the complex surface pointed with a black arrow. The bracket presented in Figure 4.13i confirms that small overhang bridges can be printed without supports. A constant and good surface finish of these six printed parts validates the flow consistency of the ram extruder and the positional accuracy of the build platform, thus confirming that the printer developed in this work is suitable for rapid prototyping while using low-viscosity feedstocks.

Tableau 4.2 Printing parameters

Nozzle diameter (mm)	Layer height (mm)	Line width (mm)	Extruder temperature (°C)	Bed temperature (°C)	Print speed (mm/s)	Number of contours	Infill pattern
0.4	0.2	0.4	85	52.5	12.5	2	±45°

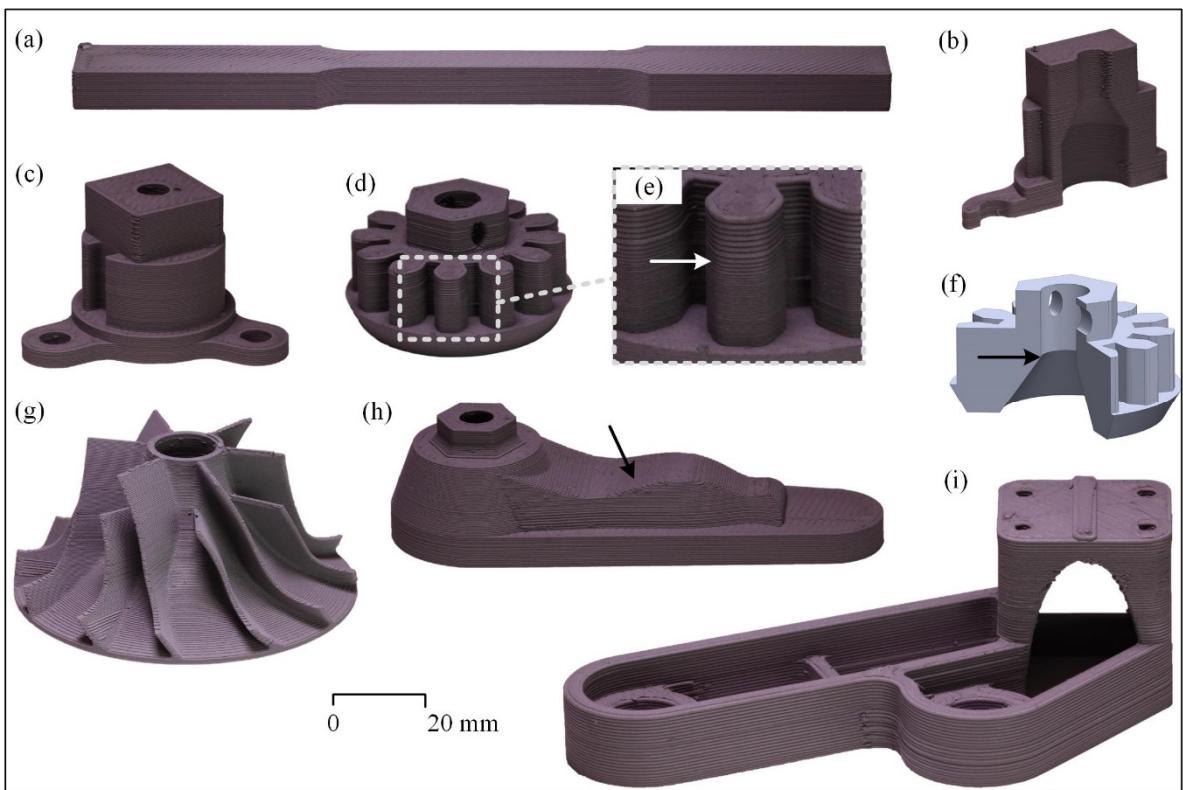


Figure 4.13 Typical examples of green parts printed with a wax-based low-viscosity metallic feedstock: (a) tensile sample, (b-c) mechanical part printed both as a half and complete model, (d-f) gear printed using adaptive layer height varying from 0.1 to 0.2 mm, and its CAD cross-section view, (g) impeller, (h) complex surface part, and (i) bracket with overhang feature printed without support

4.5 Discussion

In this study, a novel ram extruder-based printer was developed to print low viscosity MIM-grade feedstocks with the main objective of reducing the voids typically seen in MEAM-HP. In this context, a thorough printer calibration was carried out before optimizing the printing parameters and finally implementing a new printed line overlap method.

For a 3D printer, it is well known that the position accuracy of the build platform particularly in the layer thickness direction must be precisely controlled to obtain void-free and geometrically precise parts. In this work, the build platform position deviations of about 29 and 92 μm measured respectively in the vertical (Z) and planar (XY) directions remain

acceptable since this range represents typical tolerance limits that can be reached by investment casting. To the best of the authors' knowledge, no 3D printer manufacturer has formally published their printer accuracy. However, the AIM3D company has reported their printers' repeatability (ExAM 255, Z: 10 μm , XY: 50 μm ("Advantages of the ExAM 255," 2022)), while the manufacturer Pollen, which uses the same linear delta kinematics as that in this work, has instead provided the kinematic resolutions (PAM Series MC3D, Z: 40 μm and XY: 5 μm ("Pam Series MC 3D printer," 2022)), which do not represent a real positioning accuracy. Based on the experience acquired during the fabrication of the linear delta positioning system used in this work, it is recommended to choose a Cartesian kinematic, if better accuracy is required.

In this work, the feedstock degassing operation prior to printing increased the feedstock density by 1.4% and reduced the feedstock compressibility. In the work by Waalkes et al. (Waalkes et al., 2022) where a ram extruder was also used, a feedstock "compaction" sequence was required before printing to obtain a stable and consistent flow rate. The addition of such a sequence was probably due to the presence of a large quantity of air in the cylinder reservoir after the filling operation. The presence of air bubbles limits their printing process to only using a constant flow rate without extrusion starts/stops, thus preventing the printing of more complex geometries. Moreover, using an appropriate degassing procedure may eliminate the need in the force control approach proposed by the same research group thus eliminating the need to link different extrusion forces to their associated flow rates for every feedstock batch. Indeed, our work confirmed that a simple position control of the ram extruder combined with a small retraction volume (3.6 mm^3) was sufficient to accurately control the flow rate and the extrusion starts/stops. The small "head & tail" effect observed in the single line deposition tests has not been documented in the literature for other types of extruders, and as a result, no direct comparison can therefore be made. Further optimization of the velocity profile during retraction commands should decrease the undesirable "head & tail" effect.

For any MEAM-HP printers, an appropriate extruder flow rate calibration is essential to avoid under- and over-filling of printed parts. Several recent studies (Godec et al., 2020; G. Singh et

al., 2020; P. Singh et al., 2021) have identified the “extrusion multiplier” as the most important parameter for reducing the occurrence of voids in green parts. It is not rare to see this parameter optimized at around 120%, meaning that a volume of 20% in extra feedstock is commanded, thus illustrating the deficiency of the extruder calibration step. This flow calibration problem was also seen with commercially available screw-based 3D printers, such as the AIM3D ExAM 255, where a flow multiplier of about 120% was required (G. Singh et al., 2021a). To the best of the authors’ knowledge, only one study using the metallic fused filament fabrication approach has mentioned the calibration method of the extruder (Moritzer et al., 2021). Furthermore, it is believed that the printing path generated by the Cura slicer in this study resulted in a small quantity of voids, even with the calibrated flow rate due to the inability of the viscous feedstock to fill and match the side profile of a previously printed line. To address this issue without using the flow multiplier parameter, a 25% overlap between printed lines was incorporated in this study for printing the square hollow prisms. This simple change in the G-code forces the flow exiting the nozzle partially onto the previously deposited line, resulting in a void-free green part, while not changing the theoretical flow (flow multiplier at 100%). Practically speaking, the use of such an overlap approach instead of an overfilling command may also positively affect the dimensional and geometrical accuracy, which was not quantified in the present work. This promising overlap approach needs to be investigated in a future study.

In this work, the wax-based low-viscosity feedstock printed at the optimal printing temperature of 85°C resulted in the lowest extrusion pressure reported thus far for the MEAM-HP process. During the free-extrusion tests at 2 mm³/s, extrusion pressures varied between 560-585 kPa. This extrusion pressure range was about three times lower than the one obtained by Waalkes et al. (Waalkes et al., 2022) using similar process conditions (~1600 kPa at 95°C, 1.7 mm³/s). For a given shear strain, a feedstock exhibiting a lower viscosity will be deformed more easily and in turn, will match the shape of a previously deposited line, therefore reducing the typical interlayer voids found in MEAM-HP parts. In this context, the use of low-viscosity feedstocks combined with an overlap technique is expected to produce higher density green parts (i.e., close to the theoretical density of feedstock) which is one of the key elements to manufacture

metallic sintered parts exhibiting mechanical, dimensional, and geometrical properties comparable to those obtained by MIM, but without the need for expensive tooling.

4.6 Conclusion

In this study, a new ram extruder configuration for the MEAM-HP process was developed to print a low-viscosity feedstock composed of 65 vol. % of 17-4PH stainless steel powder, 23 vol. % of paraffin wax, 10 vol. % of ethylene vinyl acetate, and 2 vol. % of stearic acid. The stationary extruder was coupled to a linear delta kinematic positioning system to move a build platform in the X-Y-Z directions. The calibration procedure, the optimization of the printing parameters, and the capacities of the printer were presented in detail. Firstly, the accuracy of the build platform position was measured resulting in a maximum deviation of 29 and 92 μm in the vertical (Z) and horizontal (XY) directions, respectively. Next, the feedstock was blended under vacuum (1 minute) to remove trapped air resulting in a relative density of 99.8 %. Then, the extruder flow was calibrated to ensure that the amount of extruded feedstock corresponded to the commanded value. Afterwards, the extruder start/stop sequences were optimized using a retraction volume of 3.6 mm^3 . Applying this value, hollow square prisms were printed to find the optimal build platform and extrusion temperatures at 52.5 and 85°C, respectively. Finally, six different green parts were printed including features such as thin walls, 45° slopes, overhangs, and complex surfaces. An overlap technique in the printing path was also introduced, which eliminated the interlayer voids. The results validated the functionality of the printer in fabricating functional parts and highlighted the potential of ram extruders for the MEAM-HP process using low-viscosity feedstocks.

Acknowledgements

This work was carried out with the financial support of the Natural Sciences and Engineering Research Council of Canada (Grant RGPIN-2018-04407) and the financial support of the FRQNT Master's research scholarship

4.7 Résultats complémentaires

Cette section présente les micrographies prises au microscope électronique à balayage d'une pièce produite avec les températures optimales d'extrusion et de plateau d'impression de la section 4.4.5. Cette pièce fabriquée en utilisant la technique de chevauchement des lignes a été cassée en deux pour observer la section d'un des murs de la pièce. La vue isométrique présenté à la Figure 4.14a montre à la fois le côté de la pièce ainsi que sa vue de coupe. Le côté de la pièce est d'abord montré en vue éloignée pour voir plusieurs couches d'impression, puis en vue rapprochée aux Figure 4.14b-c respectivement. Sur la vue à faible grossissement, on pourrait penser qu'il y a un vide entre les couches en raison des traits foncés entre celles-ci. Cependant, en augmentant le grossissement de l'image à l'interface des couches A et B, on observe que celles-ci semblent être bien collées une sur l'autre et qu'aucun vide n'est présent comme identifié par les flèches blanches. Ensuite, les pièces ont été observées en vue de coupe illustrées aux Figure 4.14d-e. Sur la vue éloignée, il n'est pas possible de distinguer des défauts intercouche de taille importante, mais plusieurs empreintes foncées laissent présager la présence de microporosités. En augmentant le grossissement (Figure 4.14e), il a été possible de constater que ces zones foncées identifiées par des flèches blanches sont en réalité l'empreinte laissée par des particules métalliques qui ont été arrachées lorsque la pièce a été cassée en deux. Il est à noté que l'entièreté de la pièce en vue de coupe a été analysée et qu'aucun défaut intercouche n'a été observé. Pour analyser la présence de défauts intercouches pour l'entièreté de la pièce, une analyse de tomographie aux rayons X permettrait de mesurer la densité des pièces ainsi que d'obtenir la position des défauts s'il y a lieu.

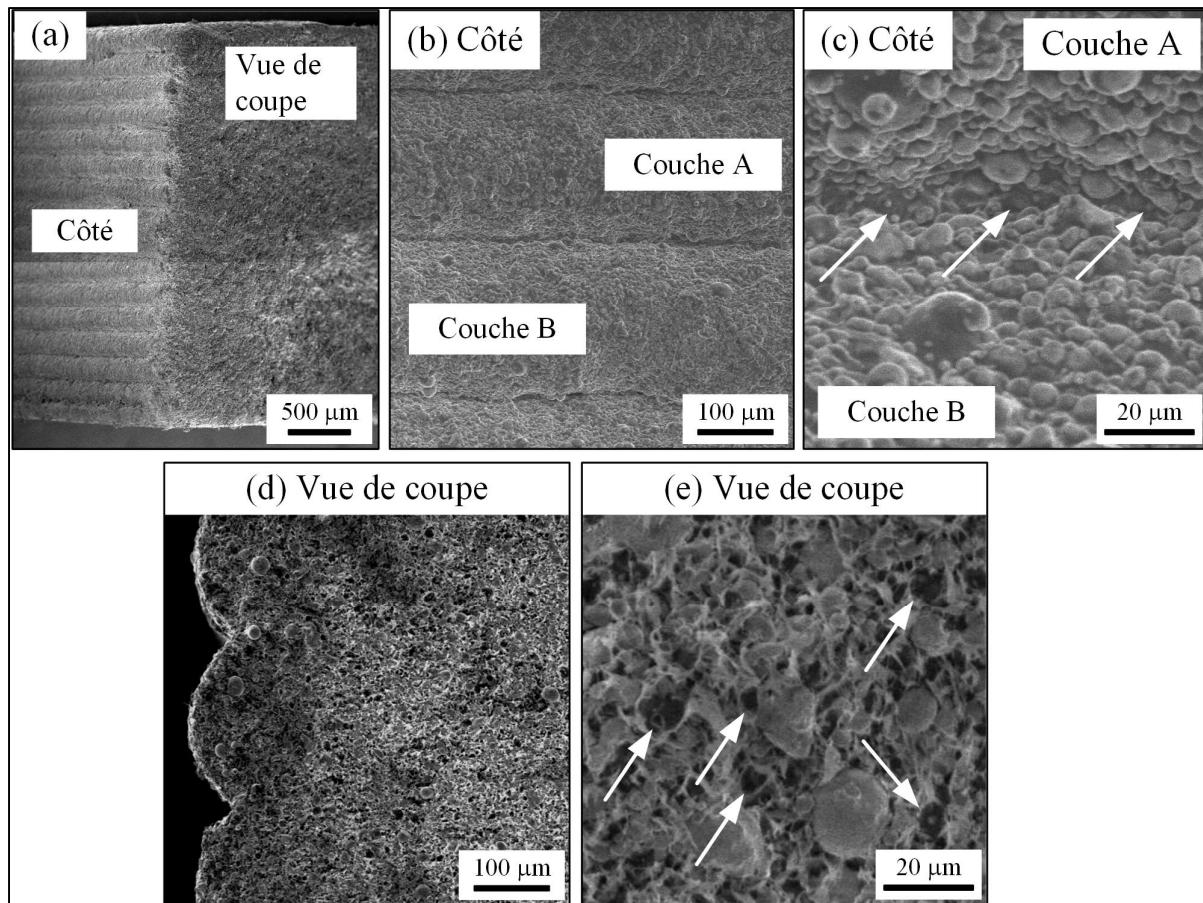


Figure 4.14 Microographies MEB en (a) vue isométrique, (b)-(c) vue de côté, et (d)-(e) vue de coupe

CONCLUSION

Ce projet avait pour objectif de déterminer si les mélanges poudre-liant à faible viscosité pouvaient être utilisés pour mettre en forme des pièces par le procédé d’extrusion de polymère hautement chargé et si ceux-ci pouvaient réduire ou éliminer les défauts intercouches. D’abord, une imprimante 3D munie d’un extrudeur à piston a été conçue et fabriquée. Ensuite, la précision de déplacement du plateau d’impression de l’imprimante a été validée et le débit de l’extrudeur a été calibré. Puis, les paramètres d’impression tels que la température d’extrusion, la température du plateau d’impression et le volume de retrait ont été optimisés. Finalement, six pièces ayant une géométrie complexe ont été imprimées.

La formulation du mélange utilisé dans ce travail est composée de 65 vol. % de poudre d’acier inoxydable 17-4PH, 23 vol. % de cire de paraffine, 10 vol. % d’éthylène-acétate de vinyle et 2 vol. % d’acide stéarique. Après sa préparation, le mélange a été dégazé durant une minute pour retirer l’air emprisonné ce qui a permis d’atteindre une densité relative de 99.8%, soit 1.2% de plus que celle sans dégazage. Ensuite, la calibration du débit de l’extrudeur a révélé une variation maximale de ± 0.05 g (9.4 mm³) de mélange pour la course totale du piston de 18 000 mm³. Puis, le volume de retrait a été optimisé pour minimiser l’écoulement naturel du mélange par la buse lorsque l’extrudeur est à l’arrêt et ainsi contrôler précisément les départs et arrêts des séquences d’extrusion. Une valeur de retrait de 3.6 mm³ s’est avérée suffisante pour respecter ces conditions, et ce, pour différents niveaux de remplissage de l’extrudeur à piston. Une température d’extrusion et de la surface d’impression de 85°C et 52.5°C respectivement ont permis d’éliminer les défauts pour l’impression de pièces possédant une géométrie simple. Durant l’optimisation de la température, une technique de chevauchement des lignes d’impression a été proposée pour éliminer les défauts intercouches sans surremplir les pièces avec le multiplicateur de débit. Notons que cette approche est originale et devrait être étudiée dans de futurs travaux afin de confirmer son potentiel d’élimination des défauts intercouches. Finalement, l’impression de six pièces complexes avec des caractéristiques telles que des parois minces, des murs à 45°, des zones non supportées et des surfaces complexes a

démontré que les mélanges à faible viscosité à base de cire peuvent être utilisés dans le procédé MEAM-HP. La suite de ce travail est de caractériser les pièces imprimées en matière de densité à vert et de précision dimensionnelle en faisant varier les paramètres d'impression.

RECOMMANDATIONS

Voici les recommandations de l'auteur pour orienter les recherches futures. Celles-ci sont présentées en deux volets, soit la caractérisation des pièces imprimées et l'amélioration de l'imprimante 3D.

Caractérisation des pièces imprimées

La densité à vert étant l'une des métriques les plus importantes, il est recommandé de mesurer par la méthode d'Archimède chaque pièce imprimée. La précision dimensionnelle des pièces devrait également être une métrique à mesurer. Pour déterminer l'emplacement des porosités, la microtomographie aux rayons X pourrait être utilisée. La pression d'extrusion semble être une donnée intéressante pour détecter des défauts, mais elle pourrait être utilisée pour déterminer le niveau d'adhésion entre les couches et faire une comparaison avec une simulation virtuelle de l'impression 3D. La technique de chevauchement des lignes d'impression proposée dans ce projet pour augmenter la densité à vert doit être étudiée plus en détail. Il serait intéressant de simuler la déposition d'une ligne d'impression à côté d'une autre pour déterminer le taux de cisaillement particulièrement à l'endroit où l'on retrouve généralement les défauts intercouches.

Amélioration de l'imprimante

La méthode de brassage des mélanges doit être améliorée pour assurer l'homogénéité. Durant le projet, des variations de pression ont été mesurées lors des tests d'impression malgré les mêmes conditions d'impression. Bien qu'il n'ait pas été possible de déterminer la cause de ces variations, une hypothèse est que le mélange n'était pas homogène. De plus, il faudrait vérifier que les mélanges ne sont pas sujets à la ségrégation, car ils sont à l'état liquide durant une longue période dans le réservoir de l'imprimante. L'imprimante possède actuellement une cellule de charge pour mesurer de façon indirecte la pression d'extrusion. Pour augmenter la précision de cette mesure, il faudrait incorporer un capteur de pression dans la buse ou juste avant celle-ci. Le contrôle en position du piston doit être amélioré lors des mouvements de « retract » et « unretract » pour éliminer les effets de tête et de queue lors des débuts et fins

d'extrusion. Le contrôle en température du cylindre doit être revu, car il n'a pas la précision désirée. Idéalement, il faudrait aussi isoler et ajouter la capacité de chauffer au besoin l'enceinte d'impression afin de mieux contrôler la température de la pièce durant l'impression. Un autre point important à améliorer est la précision de déplacement du plateau d'impression. Il est suggéré de changer le type de cinématique du déplacement du plateau d'impression pour une configuration cartésienne. La sélection d'une surface d'impression mince et très flexible aiderait à retirer les pièces délicates. L'adhésion du plateau actuel est élevée, voir un peu trop pour les pièces délicates.

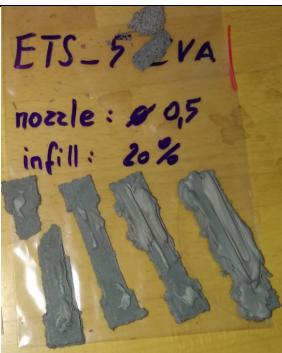
ANNEXE I

PERFORMANCES DES IMPRIMANTES COMMERCIALES SÉLECTIONNÉES

Après la recherche sur les manufacturiers d'imprimante 3D présentée à la section 1.4, les compagnies AIM3D, 3d-figo et Desktop Metal ont été sollicités pour imprimer deux mélanges de l'ÉTS. Les compagnies AIM3D et 3d-figo ont été sélectionnées principalement à cause de la versatilité de l'extrudeur à vis présent sur leur imprimante. Desktop Metal a été sélectionné pour avoir une troisième option, mais ce n'était pas le premier choix en raison de la nécessité de mettre en forme la matière première sous la forme de tige cylindrique. La compagnie Markforged a été éliminée en raison de son extrudeur à filament. La compagnie Pollen excédait le budget et Rapidia possède un type d'extrudeur dédié au mélange dont le liant est à base d'eau.

Un mélange basse viscosité (mélange no.3) et un mélange haute viscosité (mélange no.5) ont donc été envoyés à AIM3D, 3d-figo et Desktop Metal. L'objectif était d'abord de déterminer si les imprimantes pouvaient imprimer le mélange à faible viscosité ainsi que d'évaluer laquelle offrait la meilleure qualité d'impression. Les résultats d'impression sont présentés au Tableau A I-1 Comparaison des résultats d'impression de la compagnie 3d-figo, AIM3D et Desktop Metal Tableau A I-1.

Tableau A I-1 Comparaison des résultats d'impression de la compagnie 3d-figo, AIM3D et Desktop Metal

	3d-figo	AIM3D	Desktop Metal
Mélange no.3 65SS-28PW- 5EVA-2SA		Sans succès	Sans succès

Mélange no.5 65SS-18PW- 15EVA-2SA	 		
T _{extrusion} : 90°C			T _{extrusion} : 70-100°C T _{plateau} : 40-75°C

Toutes les compagnies n'ont pas été en mesure d'imprimer le mélange le moins visqueux (mélange no.3). Pour l'impression du mélange le plus visqueux, toutes les compagnies sauf Desktop Metal ont eu du succès. La compagnie AIM3D a décrit l'impression de «*good sticking between the layers, no clogging in feeding zone or nozzle*» alors que Desktop Metal a mentionné «*poor inter-layer adhesion, leading to buildup of material on nozzle during deposition*». Ces commentaires contradictoires par rapport à l'adhésion entre les couches sont encore à ce jour difficiles à comprendre puisque l'adhésion entre les couches est normalement améliorée avec une température plus élevée pour permettre une diffusion des chaînes du polymère. La compagnie 3d-figo a été éliminée en raison de la qualité douteuse de l'imprimante. L'imprimante de AIM3D est donc la plus intéressante pour nos besoins.

ANNEXE II

CONCEPTION ET VALIDATION DE L'IMPRIMANTE

Cette annexe apporte des précisions sur la conception et la validation de l'imprimante. Plus particulièrement, le choix de la configuration de l'extrudeur et de la cinématique de positionnement du plateau d'impression sont détaillés ainsi que la méthode de validation de la précision de positionnement du plateau d'impression.

Conception

Suite à la revue de littérature et les essais d'impression 3D préliminaires, l'extrudeur à piston a été sélectionné pour la conception finale de l'imprimante. Dans le but d'augmenter la résolution mécanique du système, un piston de faible diamètre avec une longue course a été privilégié. Due à la longueur (1.3 m) et la masse (10 kg) importante de l'extrudeur à piston, il a été décidé de faire déplacer le plateau d'impression et de laisser l'extrudeur stationnaire. Puisque l'étape de dégazage du mélange est critique pour le bon fonctionnement du procédé, un remplissage du cylindre par le haut a été sélectionné. Cette configuration permet également de conserver le mélange sous le niveau de la buse ce qui permet d'éviter le suintement du mélange due à la pression hydrostatique, particulièrement pour les mélanges à faible viscosité. Le désavantage de cette configuration est que le mélange doit être redirigé au-dessus du plateau d'impression en son centre avec l'ajout d'une tête d'impression. Puisque les dimensions des pièces imprimées sont faibles, la tête d'impression est d'une longueur raisonnable. Le diamètre du canal interne de la tête d'impression de Ø3.18 mm a été sélectionné pour ne pas provoquer une grande perte de charge. Une analyse sur le logiciel Moldflow a permis de déterminer que la perte de pression causé par le canal représente seulement 10% de la perte totale dont la grande majorité est causé par le capillaire de la buse. Un petit diamètre dans la tête d'impression permet également de maximiser le volume imprimable puisqu'il s'agit d'un volume « perdu ». Fixée à la tête d'impression, la buse de Ø0.4 mm permet de maximiser la résolution des impression 3D tout en ayant un procédé fiable. Une buse Ø0.3 mm a été testée et elle se bouchait relativement rapidement et a donc été rejetée dans le cadre de ce projet.

Pour déplacer le plateau d'impression en XYZ, la cinématique delta linéaire a été sélectionnée pour sa faible masse et sa simplicité mécanique par rapport à un système cartésien. Une faible masse permet d'augmenter la vitesse et l'accélération des mouvements ce qui est particulièrement intéressant pour les mouvements de déplacement sans extrusion. La cinématique nécessite trois guides linéaires espacés de 120° et 3 paires de bras parallèles qui relient chaque guide linéaire au plateau d'impression par des rotules. Par comparaison, une cinématique cartésienne possède généralement six guides linéaires, soit deux pour chaque axe. De plus, les axes X et Y doivent être combinés ensemble pour déplacer le plateau d'impression ce qui augmente la complexité. Cependant, la cinématique cartésienne permet d'obtenir une plus grande précision de mouvement par rapport à une cinématique delta linéaire. Dans ce projet, beaucoup d'effort a été déployé pour améliorer la précision de mouvement, un résumé est présenté ci-dessous.

Validation de la précision de déplacement du plateau d'impression

La précision de déplacement du plateau d'impression a été mesurée par deux méthodes soit le palpage du plateau d'impression avec un indicateur à cadran et un bras mesureur. La méthode avec le cadran indicateur de la Figure A II-1a a été utilisée pour mesurer la planéité du plateau d'impression lors de son déplacement alors que le bras mesureur de la Figure A II-1b a été utilisé pour mesurer la précision de déplacement absolue au centre du plateau. Le bras mesureur a également été utilisé durant l'assemblage de la structure de l'imprimante et pour la calibration des moteurs pas à pas de chaque axe.

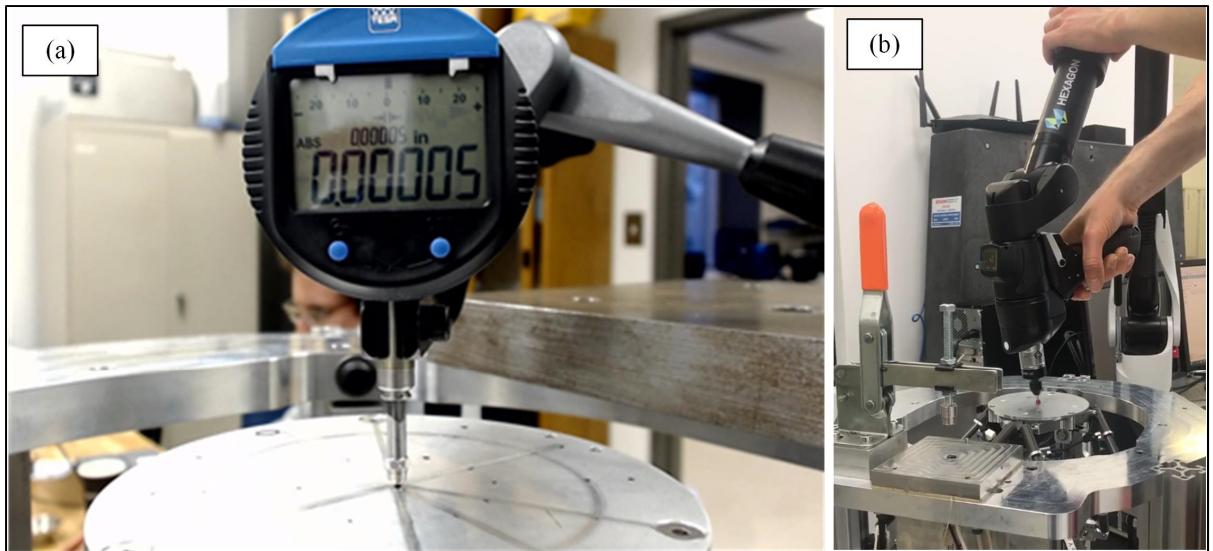


Figure A II-1 Technique de métrologie du plateau d'impression (a) avec un cadran indicateur, et (b) avec un bras mesureur

Pour assurer la précision de déplacement du plateau d'impression, la structure de l'imprimante est conçue de façon à faciliter l'assemblage des trois rails linéaires pour qu'ils soient tous parallèles, équidistants et à exactement 120° un par rapport à l'autre. Ensuite, le déplacement des chariots sur les rails linéaires a été calibré pour éliminer l'erreur accumulé comme illustré à la Figure A II-2.

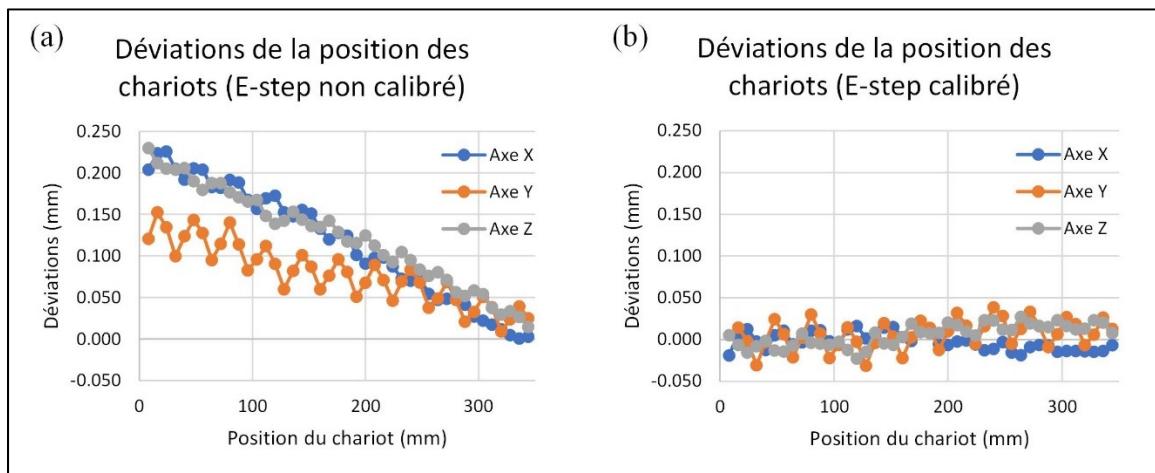


Figure A II-2 Déviation de la position des chariots (a) avant la calibration, et (b) après la calibration

En effectuant la calibration, l'erreur accumulée d'environ 0.2 mm sur la course complète de l'axe (350 mm) a été éliminée. Cependant, on détecte sur les deux graphiques la présence de déviations cycliques correspondants à chaque révolution des moteurs. Cela est probablement attribuable à l'excentricité des poulies des moteurs. La variation maximale d'environ 0.05 mm a été mesurée sur l'axe des Y. Une solution qui n'a pas été implanté dans ce projet serait d'ajouter des encodeurs linéaires sur chaque axe pour contrôler la position des chariots en boucle fermée ce qui permettrait de compenser les erreurs mécaniques comme celle-ci.

Après la calibration des trois axes, le plateau d'impression a été palpé tel que décrit à la section 4.3.2.3 pour mesurer la précision de déplacement et la planéité du plateau en mouvement a été mesurée avec un indicateur à cadran. Deux types de parcours de palpage avec l'indicateur à cadran ont été réalisés, soit un parcours circulaire et un parcours linéaire comme présenté à la Figure A II-3.

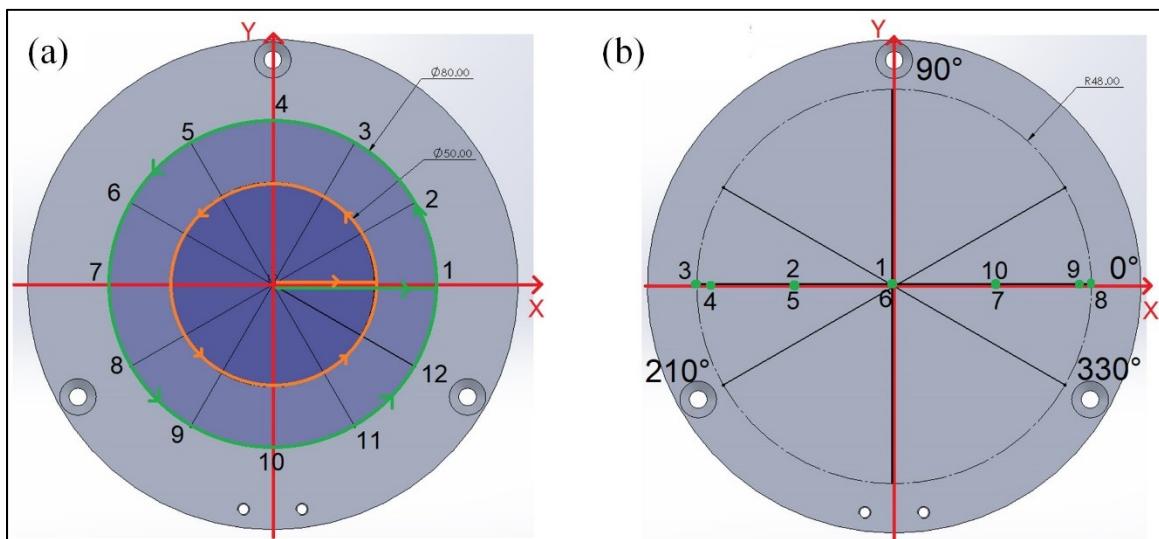


Figure A II-3 Types de parcours de palpage (a) circulaire, et (b) linéaire

Douze points ont été palpés sur la trajectoire circulaire, et ce, à deux rayons différents, soit 25 et 40 mm. Ce test dont un exemple est illustré à la Figure A II-4 a non seulement permis de mesurer la planéité, mais également de détecter une variation de mesure à une position donnée dépendamment de la direction du mouvement.

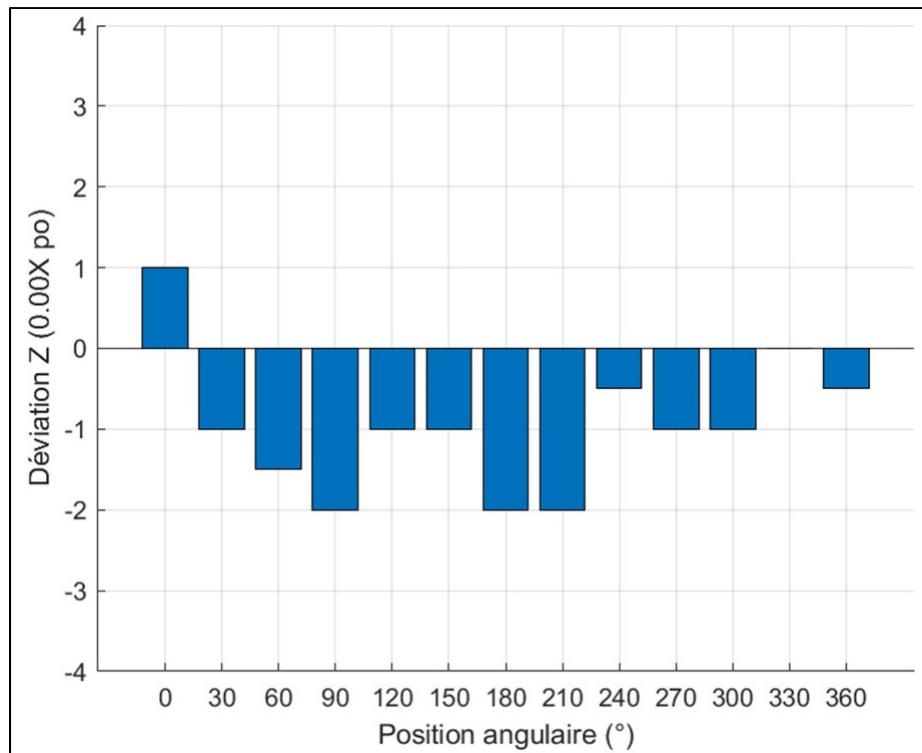


Figure A II-4 Déviation verticale en fonction de la position angulaire pour une trajectoire circulaire à un rayon de 40 mm avec les bras ayant des rotules magnétiques

Théoriquement, la déviation verticale devrait être la même à la position angulaire 0° et 360° puisqu'il s'agit de la même position. Cependant, une déviation verticale de 0.001 po est obtenue à la position 0° tandis qu'elle est de -0.0005 po à la position 360° . Cette variation, probablement due à la direction du mouvement pour atteindre chacune de ces positions différentes, vient mettre en évidence que le mécanisme delta linéaire est sur constraint. En effet, une variation de la position des rotules des bras parallèles, la position des rails linéaires ou encore une variation de la longueur des bras parallèles mène à une cinématique qui ne peut théoriquement pas bouger. En pratique, le mécanisme est encore capable de se déplacer, mais des erreurs comme celles illustrées à la Figure A II-4 sont présentes. Pour mieux illustrer les erreurs engendrées par le mécanisme sur constraint, le palpage sur un parcours linéaire de la Figure A II-3b a été réalisé. Ce test possède deux petits mouvements rapprochés (point 3-4 et 8-9) dans la direction opposée pour détecter un jeu où le mécanisme se retrouve dans un état « stable ».

Au total, quatre configurations des bras de l'imprimante ont été testé en commençant par les bras de la Figure A II-5a où les rotules sont de type magnétique. Ces bras ont été sélectionnés, car ils peuvent être achetés en longueur sur mesure et ceux-ci ont une tolérance de longueur annoncée de 0.01 mm. La raison principale qui a mené à l'élimination de cette configuration de bras est l'influence du magnétisme sur le mélange. En effet, la poudre de 17-4 PH étant magnétique, les aimants des rotules magnétiques étaient suffisamment puissants pour influencer le mélange sur le plateau d'impression. La deuxième configuration des bras présentée à la Figure A II-5b se distingue de la précédente par la présence de rotules filetées Igus à l'extrémité des bras qui se fixe au plateau d'impression. Ceux-ci ont été fabriqués à l'ÉTS dans un gabarit de collage. La troisième configuration des bras illustrée à la Figure A II-5c possède des rotules en aluminium de la marque QA1 et sont ajustables en longueur.

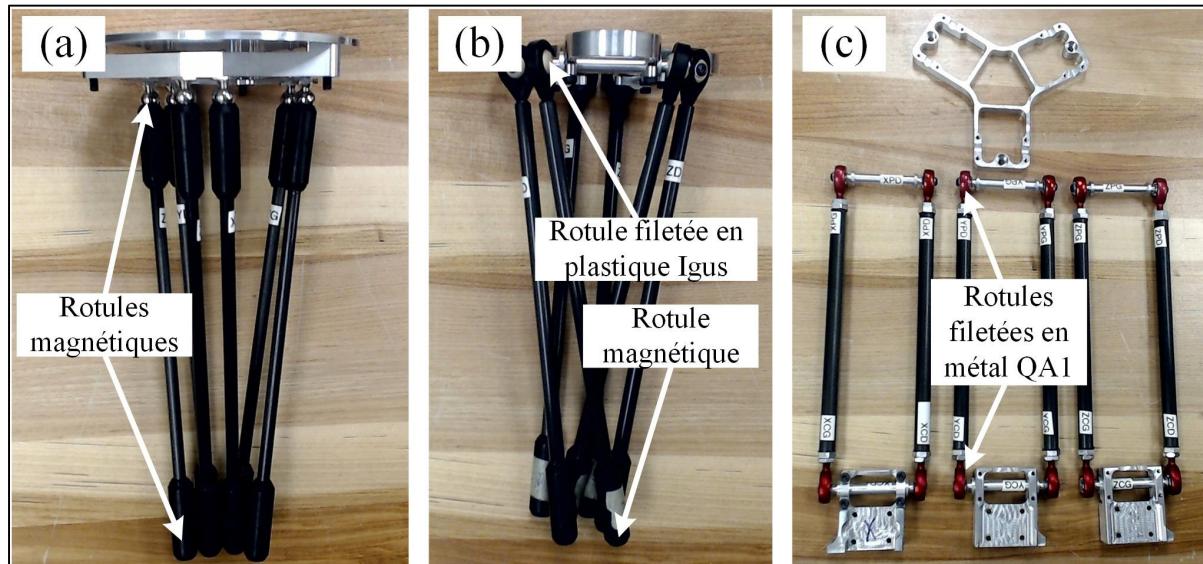


Figure A II-5 Configurations prototypes des bras avec (a) rotules magnétiques, (b) rotules magnétiques et filetée en plastique, et (c) des rotules filetées en métal

La quatrième et dernière configuration des bras est présentée à la Figure A II-6 est de type joint à rotule avec ressort. Des bras avec des cavités sphériques aux extrémités s'appuient sur les sphères en acier rectifié grâce aux deux ressorts qui relient les bras ensemble (ressorts non affichés).

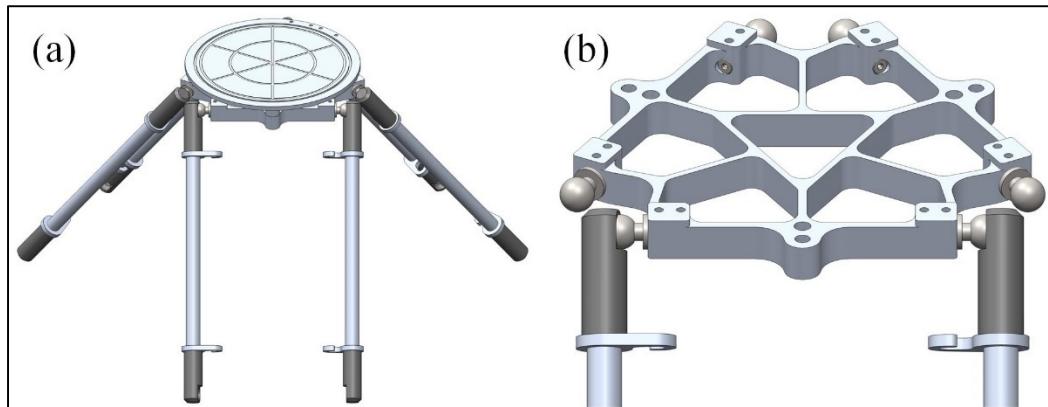
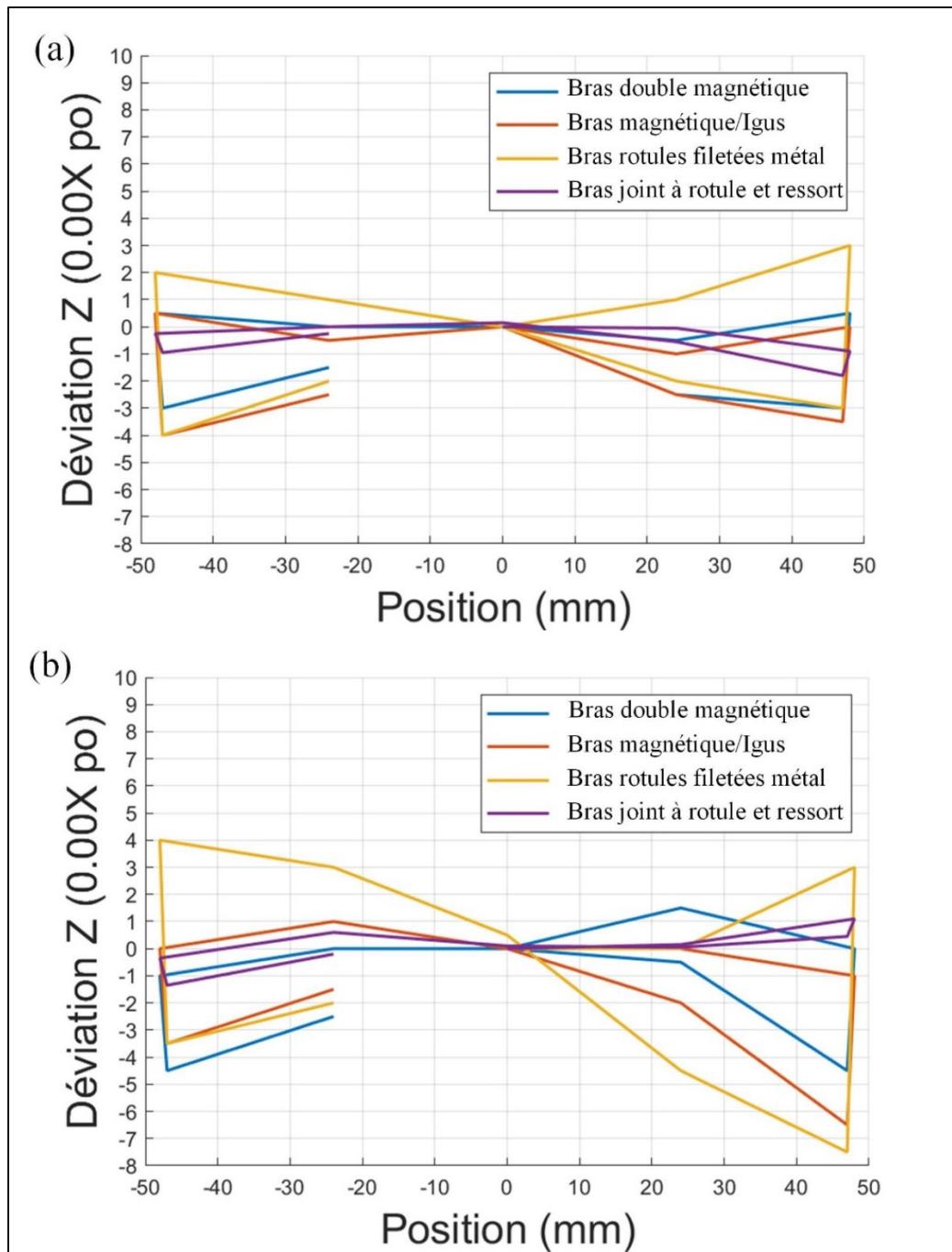


Figure A II-6 Configuration finale des bras de type joint à rotule avec ressort

Les déviations obtenues lors du parcours linéaire pour les quatre bras sont présentées à la Figure A II-7 où chaque graphique représente une direction de palpation différente.



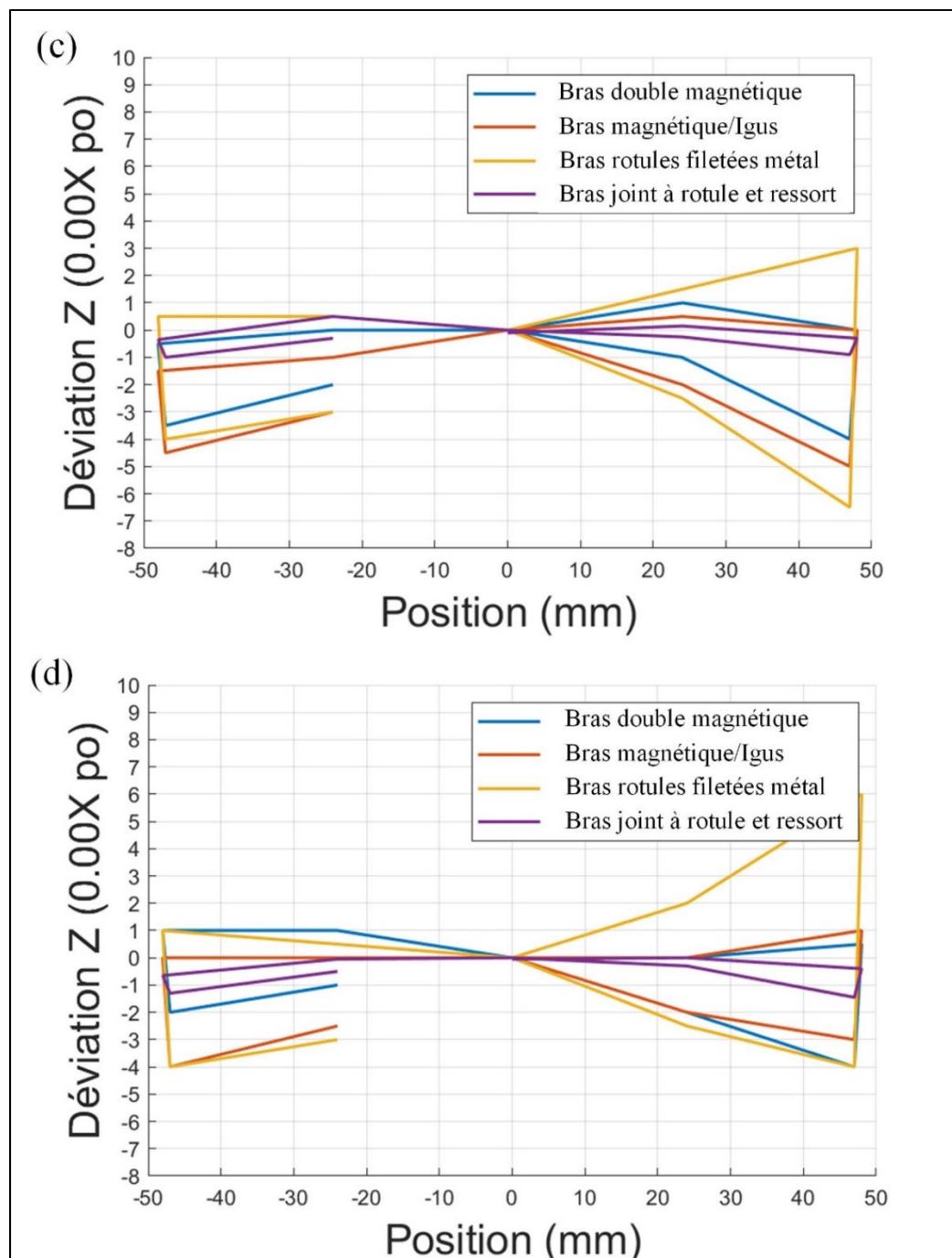


Figure A II-7 Déviations verticales pour le palpage sur un parcours linéaire dans la direction (a) 0°, (b) 90°, (c) 210°, et 330°

Sur tous les graphiques, on observe une variation de la déviation lors du petit mouvement en direction opposée. Par exemple, sur la Figure A II-7a, entre la position +49 mm et +48 mm, la

déviation verticale pour les bras avec rotules filetées en métal varie de +0.003 à -0.003 po. Une des causes de cette variation importante est la friction importante des rotules ainsi que la précision de la position des rotules. Les bras avec les joints à rotule et ressort permettent d'obtenir les meilleurs résultats. Le jeu maximal due au petit mouvement inverse est d'environ 0.001 po et la planéité est d'environ 0.0025 po. Il est à noté que le jeu et la planéité sont plus faibles au centre du plateau qu'aux extrémités. Par exemple, pour une pièce se retrouvant à l'intérieur de 25 mm du centre du plateau, une planéité de 0.001 po est obtenue. Cela étant dit, la précision de déplacement serait à améliorer considérant que la hauteur de couche typique est de 0.2 mm ou 0.0078 po.

LISTE DE RÉFÉRENCES BIBLIOGRAPHIQUES

- 17296-2:2015, I. (2015). Additive manufacturing — General principles — Part 2: Overview of process categories and feedstock.
- 52900:2021, I. A. (2021). Additive manufacturing — General principles — Fundamentals and vocabulary, ASTM International, West Conshohocken, PA.
- Abe, Y., Kurose, T., Santos, M., Kanaya, Y., Ishigami, A., Tanaka, S., & Ito, H. (2021). Effect of Layer Directions on Internal Structures and Tensile Properties of 17-4PH Stainless Steel Parts Fabricated by Fused Deposition of Metals. *Materials*, 14, 243. doi: 10.3390/ma14020243
- Advantages of the ExAM 255. (2022). Repéré le June 22 à <https://www.aim3d.de/en/products/exam-255/>
- Agarwala, M. K., Weeren, R. v., Bandyopadhyay, A., Safari, A., Danforth, S. C., & Priedeman, W. R. (1996). Filament Feed Materials for Fused Deposition Processing of Ceramics and Metals. Dans *Proceedings for the 1996 International Solid Freeform Fabrication Symposium* (pp. 451-458).
- Agrawal, R., Anantachaisilp, F., Tirano, J., Ramirez, H., Marquez, Z., & Luhrs, C. (2019). Paste-based 3D printing of metallic materials: Effect of binders and precursor sizes. *Materials Research Express*, 6. doi: 10.1088/2053-1591/ab3996
- Akessa, A. D. a. T., Wakshum M. and Lemu, Hirpa G. and Grønsund, Jørgen. (2022). Investigations of Microstructure and Mechanical Properties of 17-4 Ph Ss Printed by Markforged Metal X. doi: <http://dx.doi.org/10.2139/ssrn.4086579>
- Alkindi, T., Alyammahi, M., Susantyoko, R. A., & Atatreh, S. (2021). The effect of varying specimens' printing angles to the bed surface on the tensile strength of 3D-printed 17-4PH stainless-steels via metal FFF additive manufacturing. *MRS Communications*, 11. doi: 10.1557/s43579-021-00040-0
- Annoni, M., Giberti, H., & Strano, M. (2016). Feasibility Study of an Extrusion-based Direct Metal Additive Manufacturing Technique. *Procedia Manufacturing*, 5, 916-927. doi: 10.1016/j.promfg.2016.08.079. Repéré à <http://dx.doi.org/10.1016/j.promfg.2016.08.079>
- Aslam, M., Ahmad, F., Yusoff, P. S. M. B. M., Altaf, K., Omar, M. A., Abdul Khalil, H. P. S., & Raza, M. R. (2016). Investigation of Rheological Behavior of Low Pressure Injection Molded Stainless Steel Feedstocks. *Adv. Mater. Sci. Eng.*, 2016. doi: 10.1155/2016/5347150. Repéré à <http://dx.doi.org/10.1155/2016/5347150>

- ASTM-D3418. (2015). Standard Test Method for Transition Temperatures and Enthalpies of Fusion and Crystallization of Polymers by Differential Scanning Calorimetry, ASTM International, West Conshohocken, PA.
- Badarinath, R., & Prabhu, V. (2022). Real-Time Sensing of Output Polymer Flow Temperature and Volumetric Flowrate in Fused Filament Fabrication Process. *Materials*, 15, 618. doi: 10.3390/ma15020618
- Bagley, E. B. (1957). End Corrections in the Capillary Flow of Polyethylene. *Journal of Applied Physics*, 28(5), 624-627. doi: 10.1063/1.1722814. Repéré à <https://doi.org/10.1063/1.1722814>
- BASF. (2021). Stainless Steel Composite Metal Filament for 3D Printers. Repéré le 13/07/2022 à <https://forward-am.com/material-portfolio/ultrafuse-filaments-for-fused-filaments-fabrication-fff/metal-filaments/ultrafuse-316l/>
- Bellini, A., Shor, L., & Guceri, S. I. (2005). New developments in fused deposition modeling of ceramics. *Rapid Prototyping Journal*, 11(4), 214-220. doi: 10.1108/13552540510612901. Repéré à <https://doi.org/10.1108/13552540510612901>
- Bose, A., Schuh, C. A., Tobia, J. C., Tuncer, N., Mykulowycz, N. M., Preston, A., . . . Lund, A. C. (2018). Traditional and additive manufacturing of a new Tungsten heavy alloy alternative. *International Journal of Refractory Metals and Hard Materials*, 73, 22-28. doi: <https://doi.org/10.1016/j.ijrmhm.2018.01.019>. Repéré à <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0263436817307461>
- Bourell, D. L., Frazier, W., Kuhn, H., & Seifi, M. (Éds.). (2020). *ASM Handbook Volume 24: Additive Manufacturing Processes*. ASM International.
- Burkhardt, C., Freigassner, P., Weber, O., Imgrund, P., & Hampel, S. (2016). *World PM2016 -AM -Deposition Technologies Fused Filament Fabrication (FFF) of 316L Green Parts for the MIM process*.
- Campbell, I., Diegel, O., Kowen, J., Mostow, N., & Wohlers, T. (2021). *Wohlers Report 2021: Additive Manufacturing and 3D Printing State of the Industry*.
- Campbell, I., Diegel, O., Kowen, J., Mostow, N., & Wohlers, T. (2021). *Wohlers Report 2021: Additive Manufacturing and 3D Printing State of the Industry*.
- Cerejo, F., Gatoes, D., & Vieira, M. T. (2021). Optimization of metallic powder filaments for additive manufacturing extrusion (MEX). *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 115(7-8), 2449-2464. doi: 10.1007/s00170-021-07043-0. Repéré à <http://dx.doi.org/10.1007/s00170-021-07043-0>

- Damon, J., Dietrich, S., Gorantla, S., Popp, U., Okolo, B., & Schulze, V. (2019). Process porosity and mechanical performance of fused filament fabricated 316L stainless steel. *Rapid Prototyping Journal*. doi: 10.1108/RPJ-01-2019-0002
- Demers, V., Turenne, S., & Scalzo, O. (2015). Impact of binders on viscosity of low-pressure powder injection molded Inconel 718 superalloy. *J. Mater. Sci.*, 50(7), 2893-2902. doi: 10.1007/s10853-015-8853-z. Repéré à <http://dx.doi.org/10.1007/s10853-015-8853-z>
- Dutta, B., Babu, S., & Jared, B. (2019). Chapter 2 - Additive manufacturing technology. Dans B. Dutta, S. Babu & B. Jared (Éds.), *Science, Technology and Applications of Metals in Additive Manufacturing* (pp. 11-53). Elsevier doi: <https://doi.org/10.1016/B978-0-12-816634-5.00002-9>. Repéré à <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/B9780128166345000029>
- Fareh, F., Demers, V., Demarquette, N. R., Turenne, S., & Scalzo, O. (2016). Molding Properties of Inconel 718 Feedstocks Used in Low-Pressure Powder Injection Molding. *Adv. Mater. Sci. Eng.*, 2016. doi: 10.1155/2016/7078045. Repéré à <http://dx.doi.org/10.1155/2016/7078045>
- Fareh, F., Demers, V., Demarquette, N. R., Turenne, S., & Scalzo, O. (2017). Influence of segregation on rheological properties of wax-based feedstocks. *Powder Technology*, 320, 273-284.
- Gabilondo, M., Cearsolo, X., Arrue, M., & Castro, F. (2022). Influence of Build Orientation, Chamber Temperature and Infill Pattern on Mechanical Properties of 316L Parts Manufactured by Bound Metal Deposition. *Materials*, 15(3). doi: 10.3390/ma15031183
- Garg, A., Bhattacharya, A., & Batish, A. (2016). On Surface Finish and Dimensional Accuracy of FDM Parts after Cold Vapor Treatment. *Materials and Manufacturing Processes*, 31(4), 522-529. doi: 10.1080/10426914.2015.1070425. Repéré à <https://doi.org/10.1080/10426914.2015.1070425>
- Geiger, M., Greul, M. D. I., Steger, W., & Sindel, M. D. I. (1994). Multiphase Jet Solidification - a new process towards metal prototypes and a new data interface. Dans.
- Ghanmi, O., & Demers, V. (2021). Molding properties of titanium-based feedstock used in low-pressure powder injection molding. *Powder Technology*, 379, 515-525. doi: 10.1016/j.powtec.2020.10.068. Repéré à <http://dx.doi.org/10.1016/j.powtec.2020.10.068>
- Giberti, H., Fiore, E., & Sbaglia, L. (2016). Kinematic synthesis of a new 3D printing solution. Dans *2016 7th International Conference on Mechatronics and Manufacturing (ICMM)* (Vol. 45). EDP Sciences. doi: 10.1051/matecconf/20164504013. Repéré à <http://dx.doi.org/10.1051/matecconf/20164504013>

- Giberti, H., Strano, M., & Annoni, M. (2016). An innovative machine for Fused Deposition Modeling of metals and advanced ceramics. *MATEC Web of Conferences*, 43. doi: 10.1051/matecconf/20164303003
- Gibson, I., Rosen, D., Stucker, B., & Khorasani, M. (2021). *Additive Manufacturing Technologies* (3rd éd.). Springer
- Godec, D., Cano, S., Holzer, C., & Gonzalez-Gutierrez, J. (2020). Optimization of the 3D Printing Parameters for Tensile Properties of Specimens Produced by Fused Filament Fabrication of 17-4PH Stainless Steel. *Materials*, 13, 774. doi: 10.3390/ma13030774. Repéré à https://res.mdpi.com/d_attachment/materials/materials-13-00774/article_deploy/materials-13-00774.pdf
- Gonzalez-Gutierrez, J., Cano, S., Schuschnigg, S., Holzer, C., & Kukla, C. (2018). *Highly-filled Polymers for Fused Filament Fabrication*.
- Gonzalez-Gutierrez, J., Cano, S., Schuschnigg, S., Kukla, C., Sapkota, J., & Holzer, C. (2018). Additive Manufacturing of Metallic and Ceramic Components by the Material Extrusion of Highly-Filled Polymers: A Review and Future Perspectives. *Materials*, 11, 840. doi: 10.3390/ma11050840. Repéré à https://res.mdpi.com/d_attachment/materials/materials-11-00840/article_deploy/materials-11-00840.pdf
- Gonzalez-Gutierrez, J., Godec, D., Guráň, R., Spoerk, M., Kukla, C., & Holzer, C. (2017). 3D printing conditions determination for feedstock used in fused filament fabrication (FFF) of 17-4PH stainless steel parts. *Metalurgija -Sisak then Zagreb-*, 57, 117-120.
- Gorjan, L., Dakskobler, A., & Kosmac, T. (2010). Partial wick-debinding of low-pressure powder injection-moulded ceramic parts. *Journal of the European Ceramic Society*, 30(15), 3013-3021. doi: 10.1016/j.jeurceramsoc.2010.07.011. Repéré à <http://dx.doi.org/10.1016/j.jeurceramsoc.2010.07.011>
- Greul, M., Pintat, T., & Greulich, M. (1995). Rapid prototyping of functional metallic parts. *Computers in Industry*, 28(1), 23-28. doi: [https://doi.org/10.1016/0166-3615\(95\)00028-5](https://doi.org/10.1016/0166-3615(95)00028-5). Repéré à <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/0166361595000285>
- Heaney, D. F. (2019). 3 - Powders for metal injection molding (MIM). Dans D. F. Heaney (Éd.), *Handbook of Metal Injection Molding (Second Edition)* (pp. 45-56). Woodhead Publishing. doi: <https://doi.org/10.1016/B978-0-08-102152-1.00004-0>. Repéré à <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/B9780081021521000040>
- Heaney, D. F. (Éd.). (2019). *Handbook of Metal Injection Molding* (2nd éd.). Woodhead Publishing.

- Hidalgo, J., Jimenez-Morales, A., & Torralba, J. M. (2012). Torque rheology of zircon feedstocks for powder injection moulding. *Journal of the European Ceramic Society*, 32(16), 4063-4072. doi: 10.1016/j.jeurceramsoc.2012.06.023. Repéré à <http://dx.doi.org/10.1016/j.jeurceramsoc.2012.06.023>
- Justino Netto, J. M., Idogava, H. T., Frezzatto Santos, L. E., Silveira, Z. d. C., Romio, P., & Alves, J. L. (2021). Screw-assisted 3D printing with granulated materials: a systematic review. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 115(9), 2711-2727. doi: 10.1007/s00170-021-07365-z. Repéré à <https://doi.org/10.1007/s00170-021-07365-z>
- Kukla, C., Gonzalez-Gutierrez, J., Duretek, I., Schuschnigg, S., & Holzer, C. (2016). *Effect of Particle Size on the Properties of Highly-Filled Polymers for Fused Filament Fabrication* (Vol. 1914). doi: 10.1063/1.5016795. Repéré à <https://aip.scitation.org/doi/pdf/10.1063/1.5016795>
- Kukla, C., Gonzalez-Gutierrez, J., Schuschnigg, S., Cano, S., Hampel, S., Thompson, Y., . . . Holzer, C. (2018). *Material extrusion with filaments for the production of metal parts and feedstock therefore*.
- Kuo, C.-C., & Mao, R.-C. (2016). Development of a Precision Surface Polishing System for Parts Fabricated by Fused Deposition Modeling. *Materials and Manufacturing Processes*, 31(8), 1113-1118. doi: 10.1080/10426914.2015.1090594. Repéré à <https://www.tandfonline.com/doi/abs/10.1080/10426914.2015.1090594>
- Lapointe, F., Turenne, S., & Julien, B. (2009). Low viscosity feedstocks for powder injection moulding. *Powder Metallurgy*, 52(4), 338-344. doi: 10.1179/003258909X12518163544239. Repéré à <http://dx.doi.org/10.1179/003258909X12518163544239>
- Leverkoehne, M., Coronel-Hernandez, J., Dirscherl, R., Gorlov, I., Janssen, R., & Claussen, N. (2001). Novel binder system based on paraffin-wax for low-pressure injection molding of metal-ceramic powder mixtures. *Advanced Engineering Materials*, 3(12), 995-998. doi: 10.1002/1527-2648(200112)3:12<995::aid-adem995>3.0.co;2-d. Repéré à [http://dx.doi.org/10.1002/1527-2648\(200112\)3:12<995::AID-ADEM995>3.0.CO;2-D](http://dx.doi.org/10.1002/1527-2648(200112)3:12<995::AID-ADEM995>3.0.CO;2-D)
- Li, W., Armani, A., Leu, M., & Landers, R. (2017). Extrusion-on-demand methods for high solids loading ceramic paste in freeform extrusion fabrication. *Virtual and Physical Prototyping*, 1-13. doi: 10.1080/17452759.2017.1312735. Repéré à <https://www.tandfonline.com/doi/pdf/10.1080/17452759.2017.1312735?needAccess=true>

- Li, W., Ghazanfari, A., Leu, M. C., & Landers, R. G. (2020). Methods of extrusion on demand for high solids loading ceramic paste in freeform extrusion fabrication. Dans *26th Annual International Solid Freeform Fabrication Symposium - An Additive Manufacturing Conference, SFF 2015, August 10, 2015 - August 12, 2015* (pp. 332-345). The University of Texas at Austin.
- Li, Y.-m., Liu, X.-q., Luo, F.-h., & Yue, J.-l. (2007). Effects of surfactant on properties of MIM feedstock. *Trans. Nonferrous Met. Soc. China*, 17(1), 1-8. doi: 10.1016/s1003-6326(07)60039-9. Repéré à [http://dx.doi.org/10.1016/S1003-6326\(07\)60039-9](http://dx.doi.org/10.1016/S1003-6326(07)60039-9)
- Luquan, R., Xueli, Z., Zhengyi, S., Che, Z., Qingping, L., Jingze, X., & Xiujuan, L. (2017). Process Parameter Optimization of Extrusion-Based 3D Metal Printing Utilizing PW-LDPE-SA Binder System. *Materials*, 10(3), 305 (316 pp.). doi: 10.3390/ma10030305. Repéré à <http://dx.doi.org/10.3390/ma10030305>
- Mackay, M. (2018). The importance of rheological behavior in the additive manufacturing technique material extrusion. *Journal of Rheology*, 62, 1549-1561. doi: 10.1122/1.5037687. Repéré à <https://sor.scitation.org/doi/10.1122/1.5037687>
- Majdi, S. M., Tafti, A. A., Demers, V., Vachon, G., & Brailovski, V. (2021). Effect of powder particle shape and size distributions on the properties of low-viscosity iron-based feedstocks used in low-pressure powder injection moulding. *Powder Metallurgy*, 1-12. doi: 10.1080/00325899.2021.1959696. Repéré à <http://dx.doi.org/10.1080/00325899.2021.1959696>
- Moritzer, E., Elsner, C., & Schumacher, C. (2021). Investigation of metal-polymer composites manufactured by fused deposition modeling with regard to process parameters. *Polymer Composites*, 42. doi: 10.1002/pc.26285
- Pam Series MC 3D printer. (2022). Repéré le June 22 à https://www.pollen.am/pam_series_mc/#specifications
- Quarto, M., Carminati, M., & D'Urso, G. (2021). Density and shrinkage evaluation of AISI 316L parts printed via FDM process. *Materials and Manufacturing Processes*, 36, 1-9. doi: 10.1080/10426914.2021.1905830
- Racineux, G., Poitou, A., & Chinesta, F. (2000). Extrusion de supports de catalyseurs : Le problème de la caractérisation rhéologique des pâtes fortement chargées. *Mecanique & Industries - MEC IND*, 1, 151-164.
- Rane, K., Castelli, K., & Strano, M. (2019). Rapid surface quality assessment of green 3D printed metal-binder parts. *Journal of Manufacturing Processes*, 38, 290-297. doi: <https://doi.org/10.1016/j.jmapro.2019.01.032>. Repéré à <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S1526612518317328>

- Rane, K., Di Landro, L., & Strano, M. (2019). Processability of SS316L powder - binder mixtures for vertical extrusion and deposition on table tests. *Powder Technology*, 345, 553-562. doi: <https://doi.org/10.1016/j.powtec.2019.01.010>. Repéré à <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0032591019300105>
- Rane, K., Petrò, S., & Strano, M. (2020). Evolution of porosity and geometrical quality through the ceramic extrusion additive manufacturing process stages. *Additive Manufacturing*, 32. doi: <https://doi.org/10.1016/j.addma.2020.101038>. Repéré à <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S2214860419317257>
- Rei, M., Milke, E. C., Gomes, R. M., Schaeffer, L., & Souza, J. P. (2002). Low-pressure injection molding processing of a 316-L stainless steel feedstock. *Materials Letters*, 52(4-5), 360-365. doi: [10.1016/s0167-577x\(01\)00422-0](https://doi.org/10.1016/s0167-577x(01)00422-0). Repéré à [http://dx.doi.org/10.1016/S0167-577X\(01\)00422-0](http://dx.doi.org/10.1016/S0167-577X(01)00422-0)
- Ren, L., Zhou, X., Song, Z., Zhao, C., Liu, Q., Xue, J., & Li, X. (2017). Process Parameter Optimization of Extrusion-Based 3D Metal Printing Utilizing PW-LDPE-SA Binder System. *Materials*, 10, 305. doi: [10.3390/ma10030305](https://doi.org/10.3390/ma10030305). Repéré à https://res.mdpi.com/d_attachment/materials/materials-10-00305/article_deploy/materials-10-00305-v2.pdf
- Ren, X., Shao, H., Lin, T., & Zheng, H. (2016). 3D gel-printing—An additive manufacturing method for producing complex shape parts. *Materials & Design*, 101, 80-87. doi: <https://doi.org/10.1016/j.matdes.2016.03.152>. Repéré à <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0264127516304208>
- Riaz, A., Töllner, P., Ahrend, A., Springer, A., Milkereit, B., & Seitz, H. (2022). Optimization of composite extrusion modeling process parameters for 3D printing of low-alloy steel AISI 8740 using metal injection moulding feedstock. *Materials & Design*, 219, 110814. doi: <https://doi.org/10.1016/j.matdes.2022.110814>. Repéré à <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0264127522004361>
- Rudolph, N., & Osswald, T. A. (2014). *Polymer Rheology: Fundamentals and Applications*. Carl Hanser Verlag GmbH & Company KG. Repéré à <https://books.google.ca/books?id=11ctBQAAQBAJ>
- Sadaf, M., Bragaglia, M., & Nanni, F. (2021). A simple route for additive manufacturing of 316L stainless steel via Fused Filament Fabrication. *Journal of Manufacturing Processes*, 67, 141-150. doi: [10.1016/j.jmapro.2021.04.055](https://doi.org/10.1016/j.jmapro.2021.04.055)
- Santamaria, R., Salasi, M., Bakhtiari, S., Leadbeater, G., Iannuzzi, M., & Quadir, M. Z. (2022). Microstructure and mechanical behaviour of 316L stainless steel produced using sinter-based extrusion additive manufacturing. *Journal of Materials Science*, 57(21), 9646-9662. doi: [10.1007/s10853-021-06828-8](https://doi.org/10.1007/s10853-021-06828-8). Repéré à <https://doi.org/10.1007/s10853-021-06828-8>

- Sercombe, T. B., Schaffer, G. B., & Calvert, P. (1999). Freeform fabrication of functional aluminium prototypes using powder metallurgy. *Journal of Materials Science*, 34(17), 4245-4251. doi: 10.1023/A:1004602819393. Repéré à <https://doi.org/10.1023/A:1004602819393>
- Singh, G., Missiaen, J.-M., Bouvard, D., & Chaix, J.-M. (2020). Copper extrusion 3D printing using metal injection moulding feedstock: Analysis of process parameters for green density and surface roughness optimization. *Additive Manufacturing*, 38. doi: 10.1016/j.addma.2020.101778
- Singh, G., Missiaen, J.-M., Bouvard, D., & Chaix, J.-M. (2021a). Additive manufacturing of 17-4 PH steel using metal injection molding feedstock: Analysis of 3D extrusion printing, debinding and sintering. *Additive Manufacturing*, 47. doi: 10.1016/j.addma.2021.102287
- Singh, G., Missiaen, J.-M., Bouvard, D., & Chaix, J.-M. (2021b). Copper additive manufacturing using MIM feedstock: adjustment of printing, debinding, and sintering parameters for processing dense and defectless parts. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 115(1-2), 449-462. doi: 10.1007/s00170-021-07188-y. Repéré à <http://dx.doi.org/10.1007/s00170-021-07188-y>
- Singh, P., Balla, V., Atre, S., & Kate, K. (2021). Factors affecting properties of Ti-6Al-4V alloy additive manufactured by metal fused filament fabrication. *Powder Technology*, 386. doi: 10.1016/j.powtec.2021.03.026
- Spiller, Q., & Fleischer, J. (2018). Additive manufacturing of metal components with the ARBURG plastic freeforming process. *CIRP Annals*, 67. doi: 10.1016/j.cirp.2018.04.104
- Spiller, S., Berto, F., & Razavi, M. (2022). Mechanical behavior of Material Extrusion Additive Manufactured components: an overview. *Procedia Structural Integrity*, 41, 158-174. doi: 10.1016/j.prostr.2022.05.018
- Standring, T., Blackburn, S., & Wilson, P. (2016). Investigation into paraffin wax and ethylene vinyl acetate blends for use as a carrier vehicle in ceramic injection molding. *Polym. Plast. Techno. Eng.*, 55(8), 802-817. doi: 10.1080/03602559.2015.1132434. Repéré à <http://dx.doi.org/10.1080/03602559.2015.1132434>
- Strano, M., Rane, K., Briatico Vangosa, F., & Di Landro, L. (2019). Extrusion of metal powder-polymer mixtures: Melt rheology and process stability. *Journal of Materials Processing Technology*, 273. doi: 10.1016/j.jmatprotec.2019.116250. Repéré à <http://dx.doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2019.116250>

- Strano, M., Rane, K., Cataldo, S., Parenti, P., Mussi, V., Casati, R., . . . Sbaglia, L. (2018). *Rapid Production of Hollow SS316 Profiles by Extrusion based Additive Manufacturing* (Vol. 1960). doi: 10.1063/1.5035006
- Strano, M., Rane, K., Herve, G., & Tosi, A. (2019). Determination of process induced dimensional variations of ceramic parts, 3d printed by extrusion of a powder-binder feedstock. *Procedia Manufacturing*, 34, 560-565. doi: 10.1016/j.promfg.2019.06.220
- Suwanpreecha, C., & Manonukul, A. (2022a). On the build orientation effect in as-printed and as-sintered bending properties of 17-4PH alloy fabricated by metal fused filament fabrication. *Rapid Prototyping Journal*, 28(6), 1076-1085. doi: 10.1108/RPJ-07-2021-0174
- Suwanpreecha, C., & Manonukul, A. (2022b). A Review on Material Extrusion Additive Manufacturing of Metal and How It Compares with Metal Injection Moulding. *Metals*, 12, 429. doi: 10.3390/met12030429
- Tafti, A. A., Demers, V., Vachon, G., & Brailovski, V. (2021). Effect of Binder Constituents and Solids Loading on the Rheological Behavior of Irregular Iron-Based Feedstocks. *J. Manuf. Sci. Eng. Trans. ASME*, 143(3). doi: 10.1115/1.4048268. Repéré à <http://dx.doi.org/10.1115/1.4048268>
- Tao, Y., Kong, F., Li, Z., Zhang, J., Zhao, X., Yin, Q., . . . Li, P. (2021). A review on voids of 3D printed parts by fused filament fabrication. *Journal of Materials Research and Technology*, 15. doi: 10.1016/j.jmrt.2021.10.108
- Terry, S., Fidan, I., & Tantawi, K. (2021). Preliminary investigation into metal-material extrusion. *Progress in Additive Manufacturing*, 6, 133-141. doi: <https://doi.org/10.1007/s40964-020-00151-5>
- Thompson, Y., Gonzalez-Gutierrez, J., Kukla, C., & Felfer, P. (2019). Fused filament fabrication, debinding and sintering as a low cost additive manufacturing method of 316L Stainless Steel. *Additive Manufacturing*, 30. doi: 10.1016/j.addma.2019.100861
- Thompson, Y., Polzer, M., Gonzalez-Gutierrez, J., Kasian, O., Heckl, J., Dalbauer, V., . . . Felfer, P. (2021). Fused Filament Fabrication-Based Additive Manufacturing of Commercially Pure Titanium. *Advanced Engineering Materials*. doi: 10.1002/adem.202100380
- Thompson, Y., Zissel, K., Förner, A., Gonzalez-Gutierrez, J., Kukla, C., Neumeier, S., & Felfer, P. (2022). Metal fused filament fabrication of the nickel-base superalloy IN 718. *Journal of Materials Science*, 57. doi: 10.1007/s10853-022-06937-y

- Turner, B., Strong, R., & Gold, S. (2014). A review of melt extrusion additive manufacturing processes: I. Process design and modeling. *Rapid Prototyping Journal*, 20. doi: 10.1108/RPJ-01-2013-0012
- Vafadar, A., Guzzomi, F., Rassau, A., & Hayward, K. (2021). Advances in Metal Additive Manufacturing: A Review of Common Processes, Industrial Applications, and Current Challenges. *Applied Sciences*, 11(3), 1213. Repéré à <https://www.mdpi.com/2076-3417/11/3/1213>
- Waalkes, L., Langerich, J., Holbe, F., & Emmelmann, C. (2020). Feasibility study on piston-based feedstock fabrication with Ti-6Al-4V metal injection molding feedstock. *Additive Manufacturing*, 35. doi: 10.1016/j.addma.2020.101207. Repéré à <http://dx.doi.org/10.1016/j.addma.2020.101207>
- Waalkes, L., Längerich, J., Holbe, F., & Emmelmann, C. (2020). Feasibility study on piston-based feedstock fabrication with Ti-6Al-4 V metal injection molding feedstock. *Additive Manufacturing*, 35, 101207. doi: 10.1016/j.addma.2020.101207
- Waalkes, L., Längerich, J., Imgrund, P., & Emmelmann, C. (2022). Piston-Based Material Extrusion of Ti-6Al-4V Feedstock for Complementary Use in Metal Injection Molding. *Materials*, 15, 351. doi: 10.3390/ma15010351
- Wagner, M. A., Hadian, A., Sebastian, T., Clemens, F., Schweizer, T., Rodriguez-Arbaizar, M., . . . Spolenak, R. (2022). Fused filament fabrication of stainless steel structures - from binder development to sintered properties. *Additive Manufacturing*, 49, 102472. doi: <https://doi.org/10.1016/j.addma.2021.102472>. Repéré à <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S2214860421006229>
- Wenbin, L., Ghazanfari, A., Leu, M. C., & Landers, R. G. (2017). Extrusion-on-demand methods for high solids loading ceramic paste in freeform extrusion fabrication. *Virtual and Physical Prototyping*, 12(3), 193-205. doi: 10.1080/17452759.2017.1312735. Repéré à <http://dx.doi.org/10.1080/17452759.2017.1312735>
- Xu, C., Wu, Q., L'Espérance, G., Lebel, L. L., & Therriault, D. (2018). Environment-friendly and reusable ink for 3D printing of metallic structures. *Materials & Design*, 160, 262-269. doi: <https://doi.org/10.1016/j.matdes.2018.09.024>. Repéré à <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0264127518307184>
- Yan, X., Hao, L., Wei, X., & Tang, D. (2017). Research on influencing factors and its optimization of metal powder injection molding without mold via an innovative 3D printing method. *RSC Advances*, 7, 55232-55239. doi: 10.1039/C7RA11271H