

Titre: Fabrication additive de panneaux sandwich multifonctionnels en polymères renforcés résistants à la haute température pour applications aérospatiales
Title:

Auteur: Juliette Marie Lucie Pierre
Author:

Date: 2023

Type: Mémoire ou thèse / Dissertation or Thesis

Référence: Pierre, J. M. L. (2023). Fabrication additive de panneaux sandwich multifonctionnels en polymères renforcés résistants à la haute température pour applications aérospatiales [Thèse de doctorat, Polytechnique Montréal].
Citation: PolyPublie. <https://publications.polymtl.ca/56770/>

 **Document en libre accès dans PolyPublie**
Open Access document in PolyPublie

URL de PolyPublie: <https://publications.polymtl.ca/56770/>
PolyPublie URL:

Directeurs de recherche: Daniel Therriault, & Martin Lévesque
Advisors:

Programme: Génie mécanique
Program:

POLYTECHNIQUE MONTRÉAL

affiliée à l'Université de Montréal

Fabrication additive de panneaux sandwich multifonctionnels en polymères renforcés résistants à la haute température pour applications aérospatiales

JULIETTE MARIE LUCIE PIERRE

Département de génie mécanique

Thèse présentée en vue de l'obtention du diplôme de *Philosophiæ Doctor*

Génie mécanique

Novembre 2023

POLYTECHNIQUE MONTRÉAL

affiliée à l'Université de Montréal

Cette thèse intitulée :

Fabrication additive de panneaux sandwich multifonctionnels en polymères renforcés résistants à la haute température pour applications aérospatiales

présentée par **Juliette Marie Lucie PIERRE**

en vue de l'obtention du diplôme de *Philosophiæ Doctor*

a été dûment acceptée par le jury d'examen constitué de :

Eduardo-Antonio-Julian RUIZ, président

Daniel THERRIALT, membre et directeur de recherche

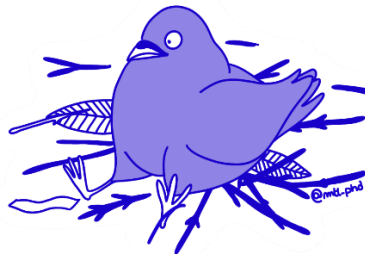
Martin LEVESQUE, membre et codirecteur de recherche

Sampada BODKHE, membre

Sébastien CHARLON, membre externe

DÉDICACE

À tous les petits pigeons qui font de leur mieux pour bâtir leur nid



REMERCIEMENTS

Je remercie les Prof. Daniel Therriault et Martin Lévesque. Merci à Martin de s'être dit que ça valait le coup de transmettre à Daniel la candidature d'une stagiaire française pour la session d'automne 2018; et merci à Daniel que s'être dit que ça valait le coup de la garder en doctorat pour les quatre années et demie suivantes. J'ai eu une chance incroyable d'être encadrée par des personnes se souciant autant de la réussite de mon projet de doctorat que de mon bien-être, sans votre soutien je n'aurais pas pu en arriver là.

Je remercie mes (nombreux) collègues du LM2. Vous êtes formidables et ça a été un réel plaisir de travailler avec vous. Yahya mon senpai d'impression 3D, Audrey et Filippo qui m'ont encouragée dès le début, Mathieu à jamais mon p'tit stagiaire, JF et Ale les best coffee partners, Oli D. malgré ses blagues, Gab, Facundo, Iee Lee, David B., David L., Rui et Ana d'une gentillesse à tout épreuve, Floriane, Corentin, Oli L., Dogan, Paul, Ferran, Shibo, Josué, Jean, Thibault, Clément, tous les stagiaires, et les petits nouveaux Josua, Luca et Yanis (je compte sur vous pour continuer cette ambiance). Et ceux et celles que j'oublie. Vous êtes une vraie Phamille.

Je remercie toutes les autres personnes avec qui j'ai travaillé : Rouhollah, qui a toujours réussi à trouver le temps de m'aider quand j'avais des questions; Yanik, qui nous a sorti du pétrin plus d'une fois en réparant les AON ou en bricolant des trucs; Kambiz, pour toutes les fois où j'ai eu des problèmes avec la Insight, Marie-Hélène, qui a toujours réussi à passer mes échantillons au CTscan même quand il n'y avait plus de créneaux de disponibles.

Je remercie notre partenaire industriel Safran et particulièrement Nicola, Maxime et Sébastien. Vous avez été une aide indispensable à ce projet, merci pour tous vos conseils. Je remercie également le National Science and Engineering Research Council pour avoir financé ce projet.

Je remercie également toutes les personnes que j'ai rencontrées pendant mon doc et qui m'ont permis de développer et légitimer mon amour pour la vulgarisation scientifique : Viviane, qui donne le meilleur cours; Martin, pour m'avoir donné toutes ces opportunités; tout le groupe si inspirant de la famille SciCom, vous êtes incroyablement bienveillants; la gang du ComSciCon; les lecteurs et lectrices de mtlphd.com et @mtl_phd; et toutes les autres personnes rencontrées pendant ces moments. Vous avez donné un sens supplémentaire et si précieux à mon doctorat. Merci.

Je remercie Isa, la best binôme d'escalade dont j'aurai pu rêver et sans qui je n'aurai probablement pas assez cru en moi pour faire un doc; Laurine qui m'a accueillie à NYC pour rédiger et m'a patiemment écoutée raconter ma vie sur Messenger pendant ces années; les copains des Mines; Mag, Arthur et les autres potes de Montréal. Vous comptez beaucoup pour moi.

Je remercie mon père qui continue consciencieusement à m'envoyer chaque semaine des infolettres sur l'impression 3D en industrie; ma mère qui m'a toujours soutenue sans pour autant comprendre ce que je pouvais trouver d'intéressant à bricoler dans un labo; ma sœur et ses vocaux interminables (continue s'il te plait). Merci.

Je remercie Thomas, mon conjoint, qui a été un pilier tellement stable au cours de ces dernières années. Sans toi je serais probablement roulée en boule dans un plaid au milieu d'une montagne de tasses sales et de sachets de nouilles instantanées. Tu as patiemment relu mes articles alors que tu détestes lire la littérature scientifique. Tu as toujours été là pour me dire que je faisais du bon travail quand je doutais de moi. Tu as été le meilleur emotional support dont j'aurais pu rêver. Merci de faire partie de ma vie.

Juliette

RÉSUMÉ

Les concepteurs des futures générations de moteurs d'avion cherchent avant tout à consommer le moins de carburant possible, parfois au détriment du bruit émis. Cependant, les réglementations concernant les nuisances sonores liées à l'aviation sont de plus en plus strictes. Il est alors nécessaire de trouver des méthodes pour réduire la pollution sonore des moteurs.

Les résonateurs de Helmholtz (RH) et les micro-treillis sont des structures qui permettent d'atténuer des fréquences sonores précises de manière passive, c'est-à-dire que la structure se suffit en elle-même pour atténuer des sons et n'a pas besoin d'être alimentée par un système extérieur. Les RH sont déjà utilisés pour atténuer le bruit émis par les moteurs d'avion, en étant insérés dans des structures sandwich entourant les moteurs. Ces structures sandwich sont constituées de deux plaques entre lesquelles est inséré une âme de plus faible densité. Combiner des RH de dimensions différentes permet d'élargir le spectre d'absorption mais rend la fabrication par pliage des nids d'abeille beaucoup plus complexe. La fabrication additive (FA) permet justement d'obtenir des structures à géométries difficilement manufacturable autrement. La fabrication par filament fondu (FFF), une technique de FA qui permet d'empiler des couches de filaments de polymères thermoplastiques, est compatible avec l'utilisation de polymères résistants haute température (PRHT) renforcés, utilisables dans un contexte aéronautique. Cependant, la surface du carter du moteur d'avion a une courbure bidimensionnelle, ce qui rend difficile l'utilisation d'une imprimante FFF classique. En effet, une imprimante FFF imprime de manière dite « planaire », c'est-à-dire que les couches de matériau sont déposées dans un même plan, à plat. Pour obtenir des pièces dont le dépôt de matière suit la courbure, il faut alors utiliser une infrastructure capable d'imprimer en « non-planaire ». L'objectif de cette recherche est donc de développer une structure acoustique imprimée par FFF de manière non-planaire capable d'atténuer le bruit sur une plage de fréquence donnée, le tout en utilisant des PRHT renforcés.

La première étape est de fabriquer une preuve de concept d'un panneau sandwich planaire avec un polymère basse température comme l'acide polylactique (PLA), et de vérifier les capacités d'atténuation sonore d'une combinaison de cinq RH. La structure ainsi développée, appelée « Trapézoïdale Compacte » (TC), possède un coefficient d'absorption supérieur à 0.9 entre 643 Hz et 1160 Hz. Les performances en flexion 3-point du panneau sont par la suite comparées à une structure de référence avec une âme en nid d'abeille imprimée dans les mêmes conditions. TC est

jusqu'à 10 % plus rigide que le panneau de référence. La structure TC peut être ainsi être qualifiée de multifonctionnelle grâce à ses propriétés acoustiques et mécaniques en flexion 3-point. Fabriquée en une seule étape, elle ouvre des perspectives intéressantes sur la conception de panneaux sandwich par FA pour applications aérospatiales.

Ensuite, différents types de panneaux sandwich sont imprimés avec des PRHT pour observer le comportement des panneaux lors d'essais en flexion 3-points. Un panneau de référence, imprimé en polyétheréthércétone (PEEK) renforcé en fibre de carbone courtes avec une âme en nid d'abeille a été comparé en flexion 3-point avec d'une part des panneaux dont la peau supérieure a été imprimée en micro-treillis et d'autre part des panneaux dont l'âme a été imprimée avec du PEEK pur. La diminution de la rigidité des panneaux est corrélée à la diminution de leur masse. Mais les panneaux dont l'âme n'est pas renforcée ont une rigidité 18 % supérieure à ceux entièrement imprimés en PEEK renforcé.

Enfin, une fois que la géométrie du panneau est fixée, un système pour FFF est installé sur un bras robot 6-axes afin de réaliser des impressions non-planaires. Une enceinte chauffante est construite afin que le système d'impression soit compatible avec des PRHT. Des poutres courbées sont imprimées afin de vérifier l'intérêt de l'impression non-planaire sur l'amélioration de la qualité de surface et des performances en flexion de pièces courbées. La rigidité en flexion des poutres courbées non-planaires est 28 % supérieure à celles des poutres courbées planaires. La surface d'une poutre courbée non-planaire imprimée est 31 % plus proche du modèle que celle d'une poutre courbée planaire imprimée. Une preuve de concept d'un panneau contenant des structures acoustiques (e.g., des structures trapézoïdales et deux sortes de micro-treillis) est imprimée de manière non-planaire avec des PRHT renforcés. L'utilisation de la FFF de PRHT non-planaire ouvre une nouvelle voie dans la fabrication des structures acoustiques pour application aérospatiale, mais également pour tout secteur nécessitant l'utilisation de PRHT pour fabriquer des structures complexes, comme le domaine biomédical.

ABSTRACT

Designers of future generations of aircraft engines are, above all else, trying to consume as little fuel as possible, sometimes at the expense of noise emissions. However, aviation noise regulations are becoming increasingly stringent. It is therefore necessary to find ways of reducing engine noise pollution.

Helmholtz resonators (HRs) and micro-scaffolds are structures that passively attenuate specific sound frequencies (i.e., the structure is self-sufficient in reducing sound and does not need to be powered by an external system). HRs are already used to tone down the noise emitted by aircraft engines, by being inserted into sandwich structures surrounding the engines. These sandwich structures are made of two plates between which a lower-density core is inserted. Combining HRs of different dimensions broadens the absorption spectrum but makes the manufacture of honeycombs by folding much more complex. Additive manufacturing (AM) makes it possible to obtain structures with geometries that would otherwise be difficult to manufacture. Fused filament fabrication (FFF), an AM technique that stacks layers of thermoplastic polymer filaments, is compatible with the use of reinforced high-temperature resistant thermoplastics (HTRT) for aerospace applications. However, the surface of the aircraft engine casing has a bidimensional curvature, making it difficult to use a conventional FFF printer. An FFF printer prints in a "planar" fashion (i.e., the layers of material are deposited in the same flat plane). To obtain parts whose material deposition follows the curvature, it is then necessary to use an infrastructure capable of "non-planar" printing. The goal of this research is therefore to develop a non-planar FFF-printed acoustic structure capable of reducing noise over a given frequency range, while using reinforced HTRT.

The first step is to produce a proof-of-concept of a planar sandwich panel using a low-temperature polymer such as polylactic acid (PLA), and to verify the sound attenuation capabilities of a combination of five HRs. The resulting structure, called "Trapezoidal Compact" (TC), has an absorption coefficient of over 0.9 between 643 Hz and 1160 Hz. The panel's 3-point bending performance is then compared to a reference structure with a honeycomb core printed under the same conditions. TC is up to 10% stiffer than the reference panel. The TC structure can thus be described as multifunctional, thanks to its acoustic and mechanical properties in 3-point bending.

Manufactured in a single step, it opens up interesting prospects for the design of AM sandwich panels for aerospace applications.

Next, different types of sandwich panels are printed with HTRT to observe the behavior of the panels in 3-point bending tests. A reference panel, printed in short carbon-fiber-reinforced polyetheretherketone (PEEK) with a honeycomb core, was compared in 3-point bending with, on the one hand, panels whose top skin was printed in micro-lattice and, on the other hand, panels whose core was printed with pure PEEK. The reduction in panel stiffness correlates with a reduction in panel mass. However, panels with unreinforced cores were 18% stiffer than those printed entirely with reinforced PEEK.

Finally, once the panel geometry is fixed, an FFF system is installed on a 6-axis robot arm for non-planar printing. A heated enclosure is built to make the printing system compatible with HTRT. Curved beams are printed to verify the benefits of non-planar printing in improving the surface quality and the bending performance of curved parts. The bending stiffness of non-planar curved beams is 28% higher than that of planar curved beams. The surface of the printed non-planar curved beam is 31% closer to the model than the surface of the printed planar curved beam. A proof-of-concept of a panel containing acoustic structures (e.g., trapezoidal structures and two kinds of microscaffolds) is printed with reinforced HTRT in a non-planar way. The use of non-planar HTRT FFF opens a new avenue in the manufacture of acoustic structures for aerospace applications, but also for any sector requiring the use of HTRT to manufacture complex structures, such as the biomedical field.

TABLE DES MATIÈRES

DÉDICACE.....	III
REMERCIEMENTS	IV
RÉSUMÉ.....	VI
ABSTRACT	VIII
LISTE DES TABLEAUX.....	XIV
LISTE DES FIGURES.....	XVI
LISTE DES SIGLES ET ABRÉVIATIONS	XXIII
LISTE DES ANNEXES.....	XXVI
CHAPITRE 1 INTRODUCTION	1
1.1 Contexte.....	1
1.2 Structure de la thèse.....	2
CHAPITRE 2 REVUE DE LITTÉRATURE.....	4
2.1 Fabrication additive par extrusion de matière	4
2.1.1 Création du parcours d’outil pour FFF.....	6
2.1.2 Avantages de la FFF.....	6
2.1.3 Limites de la FFF	7
2.1.4 FFF de polymères résistants à la haute température (PRHT).....	7
2.2 Fabrication additive de structures sandwich.....	10
2.2.1 Structures sandwich.....	10
2.2.2 Âmes imprimées par FFF pour applications mécaniques	11
2.2.3 Structures sandwich entièrement imprimées par FFF	11
2.3 Structures acoustiques passives	15
2.3.1 Résonateurs de Helmholtz.....	16

2.3.2	Micro-perforations	19
2.3.3	Micro-treillis.....	21
2.4	FFF de structures non-planaires	22
2.4.1	Imprimante cartésienne	22
2.4.2	Plateforme robotisée.....	25
2.5	Récapitulatif de la revue de littérature.....	29
CHAPITRE 3	OBJECTIFS ET ORGANISATION DE LA THÈSE	30
3.1	Identification du problème.....	30
3.2	Objectifs de recherche	30
3.3	Organisation de la thèse.....	31
CHAPITRE 4	ARTICLE 1: MATERIAL EXTRUSION ADDITIVE MANUFACTURING OF MULTIFUNCTIONAL SANDWICH PANELS WITH LOAD-BEARING AND ACOUSTIC CAPABILITIES FOR AEROSPACE APPLICATIONS	33
4.1	Introduction	34
4.2	Materials and methods.....	37
4.2.1	Geometrical design of the acoustic sandwich panel.....	37
4.2.2	3D printing of the acoustic specimens and the sandwich panels	37
4.2.3	Printed part inspection.....	38
4.2.4	Acoustic testing in an impedance tube	39
4.2.5	Three-point bending testing	39
4.3	Results and discussion.....	39
4.3.1	Design of sandwich panel	39
4.3.2	Printed parts inspection and improvements	42
4.3.3	Acoustic performance	47
4.3.4	Flexural mechanical performance	49

4.4	Conclusion.....	52
CHAPITRE 5 CARACTÉRISATION MÉCANIQUE DE PANNEAUX SANDWICH EN PRHT IMPRIMÉS PAR FFF		
54		
5.1	Mise en contexte.....	54
5.2	Méthodologie.....	55
5.2.1	Échantillons imprimés.....	55
5.2.2	Paramètres d'impression	57
5.2.3	Caractérisation au microscope optique	57
5.2.4	Caractérisation mécanique	58
5.3	Résultats et discussion	58
5.3.1	Panneaux sandwich imprimés	58
5.3.2	Caractérisation au microscope	60
5.3.3	Caractérisation mécanique en flexion 3-points	62
5.3.4	Conclusion.....	64
CHAPITRE 6 ARTICLE 2: NON-PLANAR MATERIAL-EXTRUSION ADDITIVE MANUFACTURING OF MULTIFUNCTIONAL SANDWICH STRUCTURES USING CARBON-REINFORCED POLYETHERETHERKETONE (PEEK).....		
66		
6.1	Introduction	67
6.2	Materials and methods.....	69
6.2.1	AM platform with 6-DOF robot.....	69
6.2.2	Additive manufacturing process.....	71
6.2.3	FFF printing parameters	75
6.2.4	Characterization	77
6.2.5	Mechanical testing.....	78
6.2.6	Microscaffold characterization.....	78

6.3	Results and discussion	79
6.3.1	Characterization of the planar and non-planar curved beams	79
6.3.2	Analysis of the curved beams under 3-point bending testing	82
6.3.3	Characterization of the non-planar curved sandwich panel	85
6.4	Conclusion	91
6.5	Supplementary Material	92
CHAPITRE 7	DISCUSSION GÉNÉRALE	94
CHAPITRE 8	CONCLUSION	97
8.1	Conclusion	97
8.2	Recommandations	98
RÉFÉRENCES		101
ANNEXES		113

LISTE DES TABLEAUX

Tableau 2.1 Comparaison des plages de température d'impression du PLA, du polyamide, du PEI9085 et du PEEK.	8
Tableau 2.2 Récapitulatif de différents panneaux sandwich imprimés par FFF pour leurs propriétés mécaniques.	14
Tableau 2.3 Récapitulatif des performances de différents structures acoustiques passives simulées ou imprimés en 3D.	22
Tableau 2.4 Récapitulatif de l'état de l'art concernant l'impression FFF/FGF non-planaire.	27
Table 4.1 Summary of the main additively manufactured sandwich panels that are optimized either for their bending or for their acoustic performances.	36
Table 4.2 Geometrical specification of each configuration of the printed panels.	38
Table 4.3 Comparison between the dimension of the holes of the CAD model and the printed specimens with a nozzle having a diameter of 0.4 mm and a nozzle having a diameter of 0.8 through optical measurements with the targeted diameter to printed diameter ratio and their 95% confidence interval (five specimens per category, two optical measurements per hole).	42
Table 4.4 Comparison of printing time and weight of each type of sandwich panels. Printing times have been rounded to the next 5 minutes to account for the heating time variability. The average panels weights are indicated with their 95% confidence interval (three different specimens per type of panels).	44
Table 4.5 Maximum absorption of each cavity with the measured dimensions of its hole and its absorption.	49
Table 4.6 Average stiffness and highest supported load for each type of sandwich panel.	50
Tableau 5.1 Description des différents types de panneaux imprimés en PRHT.	56
Tableau 5.2 Récapitulatif des différents paramètres d'impression des échantillons en PEEK et PEEK renforcé au carbone.	57

Tableau 5.3 Masse moyenne pour chaque type de panneau imprimé.	60
Table 6.1 Values of the printing parameters used for the creation of the HTRT structures.	75

LISTE DES FIGURES

- Figure 2.1 Les sept groupes de fabrication additive, tels que définis par l'ASTM, adapté de [9] : la fusion sur lit de poudre, la photopolymérisation en cuve, l'extrusion de matière, le jet de matière, la projection de liant, le dépôt par énergie concentré et le laminage par feuille. 4
- Figure 2.2 Schéma de différents procédés de fabrication par extrusion, adapté de [16] : a) FFF : un filament de matériau thermoplastique est fondu puis extrudé pour être déposé couche par couche; b) Écriture directe : le matériau est extrudé sous pression sans être chauffé..... 5
- Figure 2.3 Impression par FFF de PEEK. Comparaison de la porosité inter-filamentaire entre deux échantillons de PEEK : a) la buse est chauffée à 420°C et le lit à 100°C. b) La buse est chauffée à 440°C et le lit à 110°C. La porosité inter-filamentaire diminue lorsque les températures d'extrusion et du lit sont plus élevées, comme montré sur l'image b). Adapté de [50]. c) Comparaison de la distorsion d'une poutre imprimée en PEEK renforcé en fibre de carbone à 10 % et d'une poutre imprimée en PEEK pur. Les extrémités de la poutre en PEEK subissent un gauchissement visible à l'œil nu (les extrémités sont relevées de 5 mm à gauche et 3 mm à droite) de tandis que la poutre renforcée reste plus droite. Adapté de [8]..... 9
- Figure 2.4 Schéma d'un panneau sandwich à cellules hexagonales, dit à nid d'abeille. Adapté de [61]. 10
- Figure 2.5 a) Géométrie en réseau imprimée en PLA par couches successives. Adapté de [68]. b) Image de panneau auxétique avec une âme imprimée par FFF. Adapté de [76]. 11
- Figure 2.6 Tube d'impédance. Adapté de [90]. 15
- Figure 2.7 Résonateur de Helmholtz a) Schéma d'un résonateur de Helmholtz avec un col en forme de cellule hexagonale. Adapté de [92] b) Graphique de l'absorption acoustique d'un RH dont seul le diamètre du col, inscrit à coté de chaque courbe, a été modifié. Le trait plein représente l'absorption calculée et le pointillé la mesure expérimentale. Adapté de [93]. c) Schéma d'un panneau en nid d'abeille dans lequel sont insérés des RH en nid d'abeille. Adapté de [92].17
- Figure 2.8 Comparaison entre des résonateurs SDOF et DDOF : le DDOF présente deux pics d'absorptions, tandis que le SDOF n'en a qu'un. Adapté de [96]. 18

Figure 2.9 Exemples de multi-résonateurs de Helmholtz : a) multi-résonateur de 9 unités; b) graphique de la simulation de l'absorption acoustique obtenue avec le multi-résonateur de 9 unités. La combinaison de 9 résonateurs permet une absorption supérieure à 0,8 sur 500 Hz. Adapté de [92]; c) multi-résonateur composé de 4 résonateurs de Helmholtz et 4 doubles résonateurs de Helmholtz imprimée par FFF; d) graphique de l'absorption acoustique obtenue avec le multi-résonateur de c). La combinaison de 12 résonateurs permet une absorption supérieure à 0,8 sur 900 Hz. Adapté de [97]. 19

Figure 2.10 a) Schéma d'un panneau micro-perforé avec une âme à remplissage ondulé/compartiment rectangulaire. b) Graphique d'absorption de deux échantillons simulés avec la géométrie présentée en a). L'échantillon A est la référence et l'échantillon C a été optimisé pour une plage de fréquence 250-200 Hz en modifiant l'épaisseur des parois et des perforations. Adapté de [99]. c) Photographie d'un échantillon micro-perforé imprimé par FFF. d) Graphique d'absorption comparant des échantillons avec des perforations placées à différents endroits. Des perforations dans la peau ou dans l'âme et la peau présentent des pics d'absorption similaires mais décalés de 400 Hz. Adapté de [100]. 20

Figure 2.11 a) Échantillon cylindrique pour essai acoustique constitué de micro-treillis. b) Vue du dessus du micro-treillis imprimé par écriture directe c) Courbes d'absorption de l'échantillon en micro-treillis fabriqués avec différentes formulations de matériaux thermodurcissables, comparés à la courbe d'absorption simulée. α est supérieur à 0,8 entre ~ 1800 -3000 Hz. Adapté de [90]. d) Image en coupe d'un échantillon de micro-treillis avec variation de dimension et courbe d'absorption de l'échantillon. L'empilement de 30 couches permet d'avoir un spectre d'absorption supérieur à 0,8 large de 4750 Hz, contre 1025 Hz avec une couche. Adapté de [101]. 21

Figure 2.12 Schéma comparant trois façons d'imprimer une surface courbée en utilisant la FFF. Adapté de [106] : a)i. Impression plane approximant une surface courbée; ii. Impression non-plane d'une surface courbée avec une buse à axe fixe en z entraînant des collisions; iii. Impression non-plane d'une surface courbée avec une buse donc l'axe est normal à la surface imprimée évitant les collisions. c) Différence entre l'état de surface d'une pièce imprimée plane et non-plane : la surface de gauche est moins lisse que celle de droite. Adapté de [26]. 24

Figure 2.13 Différents exemples d'impression non-planaire à l'aide de bras robots. a) Photographie d'une grande pièce non-planaire imprimée par FFF en PLA par projection cylindrique à l'aide d'un bras robot. Adapté de [108]. b) Comparaison entre un lapin imprimé sans support avec un bras robot (gauche) et le même lapin imprimé à l'aide d'une imprimante cartésienne. Adapté de [110]. c) Impression FFF collaborative entre deux bras robots pour supprimer toute limitation d'angle de dépose du filament. Adapté de [111]. 26

Figure 4.1 Geometry of the TC acoustic specimen and TC and HC sandwich panels: a) Schematic of one of the hollow trapezoidal shapes acting as a HR, b) Schematic of the 5-HR acoustic cell, constituted of the four hollow trapezoidal shapes and the walls forming a fifth cavity, c) Picture of a cell of 5 HRs without the perforated skin (3D printed with PLA and 0.4 mm thick walls), d) Schematic of a sandwich panel with a highlighted 5-HR cell, e) Picture of a TC sandwich panel; the upper skin is partly removed to display the core with the geometry (3D printed with PLA and 0.8 mm thick walls), f) Picture of an acoustic specimen containing 5-HR cavities with each perforation identified from 1 to 5 with the perforated upper skin (3D printed with PLA and 0.8 mm walls thickness), g) Picture of a similar specimen without the upper skin and each cavity identified from 1 to 5, h) Picture of an HC sandwich panel; the upper skin is partly removed to display the core with the geometry (3D printed with PLA and 0.8 mm walls thickness). 41

Figure 4.2 Reference CAD model of the targeted diameter holes and the 3d printed specimens a) Reference CAD model of the targeted diameter holes to compare to the performance of the printed holes, with the diameter of the printed holes indicated in mm b) Specimen printed in PLA with a nozzle having a diameter of 0.4 mm, c) specimen printed in PLA with a nozzle having a diameter of 0.8 mm. 43

Figure 4.3 Visual inspection of wall sections of the TC panels, where fillets having a radius of 2 mm and printed with a nozzle having a diameter of 0.4 mm improve the printing quality: a) TC structure printed with and without fillets. b) Details of the surface of printed sections TC4×2 and TC8×1 where the section TC8×1 exhibits more printing defects than the section TC4×2. 46

Figure 4.4 Acoustic absorption of TC specimens and comparison with HC specimens. a) Schematic of an opened impedance tube b) TC acoustic specimen with the 5 acoustic cells identified c)

Absorption spectrum of each cavity of TC design independently tested and all cavities tested together on a 200-1800Hz range: the global absorption is above 90% between 643-1160 Hz

d) Absorption spectrum of the cavity #1 of the TC design and the absorption obtained for a similar frequency with a honeycomb from the HC sandwich panel: the absorption of the TC specimen is 28% higher than the absorption of the HC specimen. 48

Figure 4.5 3-point bending test results for the various sandwich panels: a) Schematic of the 3-point bending test setup, b) Average load to displacement ratio curves of panels TC8×1, HC8×1, TC4×2, HC4×2, TC4×1 and HC4×1 in 3-point bending, c) Stiffness of the same panels in 3-point bending: the panel TC8×1 has the highest stiffness, d) Comparison of the average highest supported load to weight ratio of the same panels in 3-point bending: the panel TC8×1 has the highest supported load to weight ratio. 50

Figure 5.1 Système d'impression multi-matériaux par FFF adapté aux polymères hautes températures. a) Photographie de l'imprimante AON M2-2020, disposant d'une enceinte chauffante et de deux têtes d'impression. b) Schéma de la FFF avec deux têtes d'impression pour fabrication multi-matériaux. 56

Figure 5.2 Image des cinq types de panneaux sandwich imprimées en PRHT, vue isométrique, de haut et de côté. a) Référence. b) CF30/75 %. c) CF30/50 %. d) PEEK-HC. e) PEEK-TC. . 60

Figure 5.3 Images provenant d'observations microscopiques de différents détails des panneaux sandwich imprimés : a) micro-treillis en PEEK-CF30 imprimé à 20 mm/s. b) micro-treillis en PEEK-CF30 imprimé à 30 mm/s. c) micro-treillis en PEEK-CF30 imprimé à 40 mm/s. Il y a plus de défauts d'impression à 40 mm/s qu'à 30 ou 20 mm/s, ce qui est confirmé par des indices S respectifs de 0,93, 0,96 et 0,97. d) micro-treillis du panneau PEEK-CF30/50 % : le taux de remplissage est en réalité de 55 %. e) micro-treillis du panneau PEEK-CF30/75 % : le taux de remplissage est en réalité de 78 %. f) nid d'abeille en PEEK. Les largeurs des filaments extrudés sont constantes. 61

Figure 5.4 Essais de flexion 3-points. a) Montage expérimental. b) Graphique comparant la rigidité pour chaque type de panneau avec l'écart-type entre parenthèses. Les panneaux avec un cœur en PEEK pur ont une rigidité plus élevée. c) à h) Photographies des panneaux imprimés : les flèches rouges indiquent une rupture dans le panneau, les flèches vertes indiquent des défauts d'impression. c) Rupture dans l'âme du panneau PEEK-CF30/75 %. d) Rupture à l'interface

peau inférieure/âme du panneau PEEK-CF30/50 % et défaut d'impression de la peau supérieure. e) Rupture dans l'âme du panneau PEEK-HC et défaut d'impression de la peau supérieure. f) Rupture dans l'âme du panneau PEEK-TC et gauchissement du panneau. g) Rupture dans la peau inférieure du panneau PEEK-TC. h) Peau supérieure d'un panneau TC avec des défauts de sous-extrusion..... 64

Figure 6.1 AM platform with 6-DOF robot for HTRT FFF. a) Schematic of the 6-DOF robot and the heating enclosure (walls and blanket have been cut to show the inside of the chamber). b) Schematic of the FFF printing device attached to the robot wrist. c) Schematic of the inside of the chamber, with a holder to fix the silicon tarp to the enclosure and the robot, and cables to prevent the tarp from touching the hot surfaces. d) Picture of the AM platform with the silicon tarp opened. 71

Figure 6.2 Process of FFF printing with the 6-DOF robot divided in three main steps: shape generation, slicing, and manufacturing. Two types of geometries were printed: curved beams and a sandwich structure. Two slicing paths were used: planar and non-planar (CLMS). The printing platform is the same for all specimens. 75

Figure 6.3 Schematics of the geometry of the specimens a) Curved beam and its supports. b) Illustration of the orientation of the printed layers in the beams: [0/90], a PCB and a NPCB on which some layers and their orientation have been represented. c) Original flat sandwich panel from different viewing perspectives. It is composed of a 74% infill walled microsccaffold, a 30% infill microsccaffold, a core of trapezoidal hollow shapes and a 100% infill lower facesheet. d) Sandwich panel once curved from different angles: an adaptive layer must be added at the bottom of the panel to compensate for the casing curvature visible in the xz plane (black dotted line)..... 77

Figure 6.4 Example of different top view of microsccaffolds with 30% infill featuring manufacturing defects with printability index S . a) $S = 1$: scaffold is perfectly repeated. b) $S = 0.88$: scaffold is perfectly repeated, but a square has been filled with impurities, making the coefficient decrease. c) $S = 0.85$: varying the spacing between the filaments decreases S further. 79

Figure 6.5 Geometrical comparison of the PCB and the NPCB a) Photograph of a PCB (left) and a NPCB (right) from top and side views, in which the layers are visible. The beams were additively manufactured using FFF with CFR-PEEK inside the heating enclosure. b)

Comparison of the scanned surface of a PCB and a NPCB to their respective CAD model. The staircase effect is visible on the scan of the PCB, while the color gradient of the NPCB shows its surface is smoother. c) Comparison of the C2M signed distances of the PCB and the NPCB. 90% of the measured C2M distances of the PCB are lower than 0.16 mm, falling to 0.11 mm with the NPCB, confirming that the NPCB specimen has a lower surface deviation than the PCB. d) SEM picture of the surface of the PCB: the stacking of the 0° and 90° layers is visible, as well as some over extrusion in the 90° direction, due to a short distance extrusion. e) SEM picture of the surface of the NPCB: due to over extrusion, the layers overlap on each other, creating the wavy surface visible on b) because of a short distance extrusion. 81

Figure 6.6 Comparison of the mechanical performance of the PCB and the NPCB in 3-point bending. a) Photograph of the 3-point bending test setup with a beam placed on the supports. b) Graph of the load/displacement of the 5 specimens of PCB (brittle and complete failure) and of the 5 specimens of NPCB (tougher and more gradual failure). c) Graph comparing the stiffness and the highest supported load of NPCB and PCB, with 95% confidence intervals indicated between parentheses: NPCB exhibits a stiffness 28% higher and a supported load 29% higher than PCB. d) SEM picture of the fractured surface of one PCB i) SEM picture of a 0° layer, ii) SEM picture of a 90° layer. e) CT-scan picture of a PCB specimen: propagation of the fracture and delamination shown by the arrows on the inset f). CT-scan picture of a NPCB specimen: delamination area between a 90° layer and a 0° layer in the specimen.... 84

Figure 6.7 Geometry of the non-planar sandwich panel. a) Pie charts of the printing time distribution and the number of layers for each zone of the non-planar panel. b) Photograph of a piece of non-planar curved sandwich panel printed to display the internal layers: i) Optical microscope picture of the upper facesheet of the panel (walled micro scaffold 74%), in which many pores are clogged due to a mismatch between the path distance and the material flowrate, with a scaffold printability index $S = 0.78$. ii) Optical microscope picture of micro scaffold 30%, in which filaments have an average diameter of $401 (\pm 14) \mu\text{m}$ and a scaffold printability index $S = 0.97$, iii) Optical microscope picture of the side of the specimen, in which the layers have a constant thickness of $200 \mu\text{m}$. c) Photograph of the CFR-PEEK non-planar sandwich panel inclined walls. Two types of defects: printing path (red), angled superposition of single extrusion filaments (blue). However, the vertical wall above presents no visible defects. 87

Figure 6.8 Dimensional analysis of the non-planar curved sandwich panel a) Comparison of the reference CAD of a non-planar sandwich panel with its scanned surface. The highest C2M signed distance on the upper skin is ± 0.28 mm. b) Graph of the C2M signed distance of the upper surface of the non-planar sandwich panel: 90% of the measured distances are comprised between ± 0.22 mm. c) Graph of the C2M signed distance of the upper surface with the acoustic cells of the non-planar sandwich panel: 90% of the measured distances are comprised between ± 0.55 mm. d) Graph of the C2M signed distance of the upper surface of the non-planar sandwich panel: 90% of the measured distances are comprised between ± 1.45 mm, but this larger variation is due to the slicing method. 90

Figure A1 a) Photographie d'un échantillon imprimé en PLA par FFF avec une partie du volume imprimé en plein sur l'extérieur de l'échantillon et une partie du volume imprimée en micro-treillis au centre de l'échantillon. Dans cet échantillon, le volume du micro-treillis représente 25% du volume total de l'échantillon. b) Schéma d'exemple d'échantillons. c) Graphique de l'absorption sonore en fonction de la fréquence de 6 échantillons avec différents volumes de micro-treillis. Plus le pourcentage de micro-treillis est important, plus l'absorption est élevée. d) Graphique de l'évolution de l'absorption sonore maximale de l'échantillon en fonction du volume de micro-treillis dans l'échantillon. 113

Figure A2 a) Photographie de deux RH imprimés par FFF en PEEK-30CF dont la partie supérieure avec le trou a été enlevé. Un des échantillons a une épaisseur de paroi de 0.5 mm et l'autre 0.25 mm. b) Graphique de l'absorption sonore en fonction de la fréquence pour deux RH dont la seule différence est l'épaisseur de la paroi du résonnateur. Les deux courbes sont très similaires, le fait que l'épaisseur de la paroi soit très fine (0.25 mm), n'a pas d'impact sur l'absorption acoustique. 114

Figure A3 Système de chauffage à air chaud a) Schéma du système d'air chaud installé sur la tête d'impression : le pistolet souffle de l'air chaud qui est acheminée par un tuyau jusqu'à un anneau avec des perforations sur la face inférieure pour souffler de l'air chaud autour de la zone d'impression. b) Photographie de l'anneau installé autour de la buse d'impression. . 115

Figure A4 Panneau sandwich non-planaire multi-matériaux multi-procédés 116

LISTE DES SIGLES ET ABRÉVIATIONS

3D	Trois dimensions/Three Dimensional
6-DOF	Six Degrees Of Freedom
ABS	Acrylonitrile Butadiène Styène/Acrylonitrile Butadiene Styrene
AFP	Automated Fiber Placement
AM	Additive Manufacturing
ASTM	American Society for Testing and Materials
C2M	CAD to Mesh
CAD/CAO	Computer Aided Design/Conception Assistée par Ordinateur
CB	Curved Beam
CI ₉₅ /IC ₉₅	95% Confidence Interval/Intervalle de Confiance à 95 %
CF	Carbon fiber/Fibre de Carbone
CFR-PEEK	Carbon Fiber Reinforced Polyetheretherketone
CLMS	Curved Layer Mesh Slicing
CNC	Computerized Numerical Control
CT-scan	Computerized Tomography-scan
DDL	Degré De Liberté
FA	Fabrication Additive
FACMO	Fabrication Additive de Composites à Matière Organique
FFF	Fabrication par Filament Fondu/Fused Filament Fabrication
FGF	Fabrication par Granulés Fondus/Fused Granular Fabrication
HC	Hexagonal Honeycomb
HR	Helmholtz Resonator
HTRT	High Temperature Resistant Thermoplastics

LM ²	Laboratoire de Mécanique Multi-Échelles/Laboratory for Multiscale Mechanics
MEAM	Material-Extrusion Additive Manufacturing
NPCB	Non-Planar printed Curved Beam
NURBS	Non-Uniform Rational B-Spline
PLA	Polylactic Acid/Acide Polylactique
PAEK	Polyaryléthercétone
PCB	Planar printed Curved Beam
PEEK	Polyetheretherketone / Polyétheréthecétone
PEI	Polyetherimide/ Polyétherimide
PP	Polypropylène
PRHT	Polymère Résistant à la Haute Température
RH	Résonnateur de Helmholtz
SEM	Scanning Electron Microscope
SLS	Selective Laser Sintering
STL	Standard Triangle Language
TC	Trapezoidal Compact/Trapézoïdale Compacte
TPE	Élastomère Thermoplastique
TPU	Thermoplastic Polyurethane
TPP	Teach Pendant Programing
α	Acoustic absorption
$\bar{a}/\bar{A}$	Aire moyenne mesurée/Average measured area
A_n	Aire mesurée/Measured area
c	Vitesse du son dans le milieu

D_n	Diamètre du col du résonnateur/Diameter of neck resonator
f_r	Fréquence de résonnance/Resonance frequency
L_n	Longueur du col du résonnateur/Length of neck resonator
n	Nombre d'aires rectangulaires mesurées/number of measured square areas
$\bar{p}$	Largeur moyenne de filament mesurée
$\bar{r}$	Rigidité moyenne mesurée
S	Indice d'imprimabilité/Printability index
V_c	Volume de la cavité du résonnateur/Volume of cavity demonstrator

LISTE DES ANNEXES

Annexe A Autres Publications	113
Annexe B Caractérisation acoustique de micro-treillis en PLA	114
Annexe C Caractérisation acoustique d'échantillons en PEEK à paroi mince	116
Annexe D Système de chauffage local par air chaud.....	117
Annexe E Panneau non-planaire multi-matériaux	118

CHAPITRE 1 INTRODUCTION

1.1 Contexte

Les nuisances sonores émises par les moteurs d'avions sont un réel enjeu pour les populations vivant à proximité des aéroports. Pour améliorer la qualité de vie des riverains, les normes imposées aux équipementiers aéronautiques prescrivent des performances à atteindre. Par exemple, l'Union Européenne s'est fixée comme objectif d'atteindre une diminution de 65 % des émissions sonores liées à l'aviation d'ici 2050 [1]. Atténuer le bruit des moteurs d'avions peut s'envisager sous deux angles différents : adapter la géométrie du moteur en tant que telle ou bien atténuer le bruit une fois que celui-ci est produit par le moteur. Si l'on se penche sur la seconde possibilité, on remarque que ce genre de structures existe déjà, sous la forme de panneaux sandwich (i.e. structure composée de deux plaques minces entre lesquelles est insérée une âme de densité plus faible) perforés et encastrés dans le carter de l'avion, cette partie cylindrique qui entoure les pales et le reste du moteur [2]. Ces panneaux ne sont toutefois pas suffisamment efficaces pour absorber un large spectre sonore [3].

La fabrication additive (FA), également connue par le grand public sous le nom d'impression 3D (trois dimensions), offre de nouvelles perspectives en termes de création de pièces de petite série ou de pièces au design difficilement fabricable par des méthodes plus classiques, comme le moulage ou l'usinage par exemple. Le domaine aéronautique l'a bien compris, en commençant à certifier des pièces en FA, comme par exemple les buses de carburant des moteurs LEAP fabriqués par General Electric à partir de 2015 [4]. L'utilisation de la FA sur lit de poudre permet ici de passer d'une vingtaine de pièces à souder à une seule et unique pièce tout en réduisant les déchets produits ainsi que son poids. Cette pièce, comme la plupart des pièces fabriquées additivement pour le secteur de l'aérospatial, est en métal [5] [6].

La fabrication par filament fondu (FFF), consistant à extruder des filaments de polymère thermoplastique et à les empiler selon la forme souhaitée, est la méthode de FA la plus populaire auprès du grand public. Il est en effet possible pour un particulier d'utiliser ce genre d'imprimante 3D chez lui afin de réaliser des objets. Cependant, elle offre également au domaine de l'industrie aéronautique des perspectives prometteuses de production de pièces techniques en polymères thermoplastiques, et notamment les polymères résistants à la haute température (PRHT). Légers et recyclables, les matériaux les plus prometteurs comme le polyétheréthercétone (PEEK) peuvent

être renforcés par des fibres courtes de carbone et sont d'excellents candidats pour supporter les contraintes thermiques (i.e., avoir une température d'utilisation supérieure à 120°C) et mécaniques imposées par la proximité des moteurs. Leur mise en forme par FFF reste toutefois un défi, surtout pour fabriquer des structures capables de remplacer les panneaux sandwich placés sur la surface courbée d'un carter d'avion. En effet, il s'agit ici de trouver une géométrie capable d'atténuer le bruit sur une plage de fréquence choisie mais également de pouvoir la fabriquer avec des matériaux hautes performances, comme par exemple le PEEK renforcé avec des fibres de carbone. Du fait de leur haute température de mise en forme, ceux-ci sont plus complexes à utiliser que des polymères thermoplastiques extrudables à plus basse température, tels que l'acide polylactique (PLA) [7] [8].

Ce projet de doctorat prend place au sein de la chaire industrielle de recherche de Fabrication Additive de Composites à Matrice Organique (FACMO), une collaboration entre le Laboratoire de Mécanique Multi-Échelles (LM²) l'équipementier français Safran SA. L'objectif général de la chaire est de pousser le développement de nouvelles méthodes de fabrication de structures en matériaux composites pour l'industrie aéronautique. Cet objectif principal est réparti entre différents sous-objectifs. Plus précisément, cette thèse s'inscrit dans le cadre du troisième sous-objectif de la Chaire portant sur la FA de panneaux acoustiques en polymères renforcées haute température (PRHT) sur une surface non-planaire, dont les critères de performance acoustiques et mécaniques sont déterminés par le partenaire industriel Safran. Le but de ce projet est ici de démontrer la FA de telles structures.

1.2 Structure de la thèse

Cette thèse est constituée de 8 chapitres. Le chapitre 1 contient une mise en contexte du projet et la structure de la thèse. Le chapitre 2 fournit une revue de littérature sur l'utilisation de matériaux haute température en impression 3D, les panneaux sandwich fabriqués additivement, les structures acoustiques passives ainsi que sur l'emploi de plateformes robotisées pour la FFF. Le chapitre 3 présente les objectifs de recherche et l'organisation des résultats. Les principaux résultats de cette thèse sont fournis ici sous la forme d'un article publié et d'un article soumis dans des journaux à comité de lecture et d'un chapitre intermédiaire. Le chapitre 4 présente la fabrication additive de prototypes de panneaux sandwich multifonctionnels à propriétés acoustiques et mécaniques pour une application aérospatiale, publié sous la forme d'un article. Le chapitre 5 compare les performances en flexion 3-points de différents panneaux sandwich imprimés par FFF avec des

PRHT. Le chapitre 6 introduit la FFF de panneaux sandwich multifonctionnels non-planaires en PRHT à l'aide d'un dispositif robotisé à 6 degrés de liberté, soumis sous la forme d'un article. Le chapitre 7 fournit une discussion générale de la recherche effectuée. Le chapitre 8, sous la forme d'une conclusion générale, résume les principaux résultats et offre des pistes de recherche à entreprendre pour poursuivre le travail décrit précédemment.

CHAPITRE 2 REVUE DE LITTÉRATURE

2.1 Fabrication additive par extrusion de matière

La fabrication additive (FA) est un procédé de fabrication par dépôt de matière (e.g., métaux, céramiques, polymères) en couches successives. Cette appellation regroupe des techniques différentes que l'on peut séparer en plusieurs familles, parmi lesquelles la fusion sur lit de poudre (*powder bed fusion*), la photopolymérisation en cuve (*VAT photopolymerization*) ou l'extrusion de matière (*material extrusion*) pour n'en citer quelques-unes. La Figure 2.2 regroupe une cartographie plus détaillée des différentes technologies existantes selon la classification établie par l'*American Society for Testing and Materials* (ASTM).

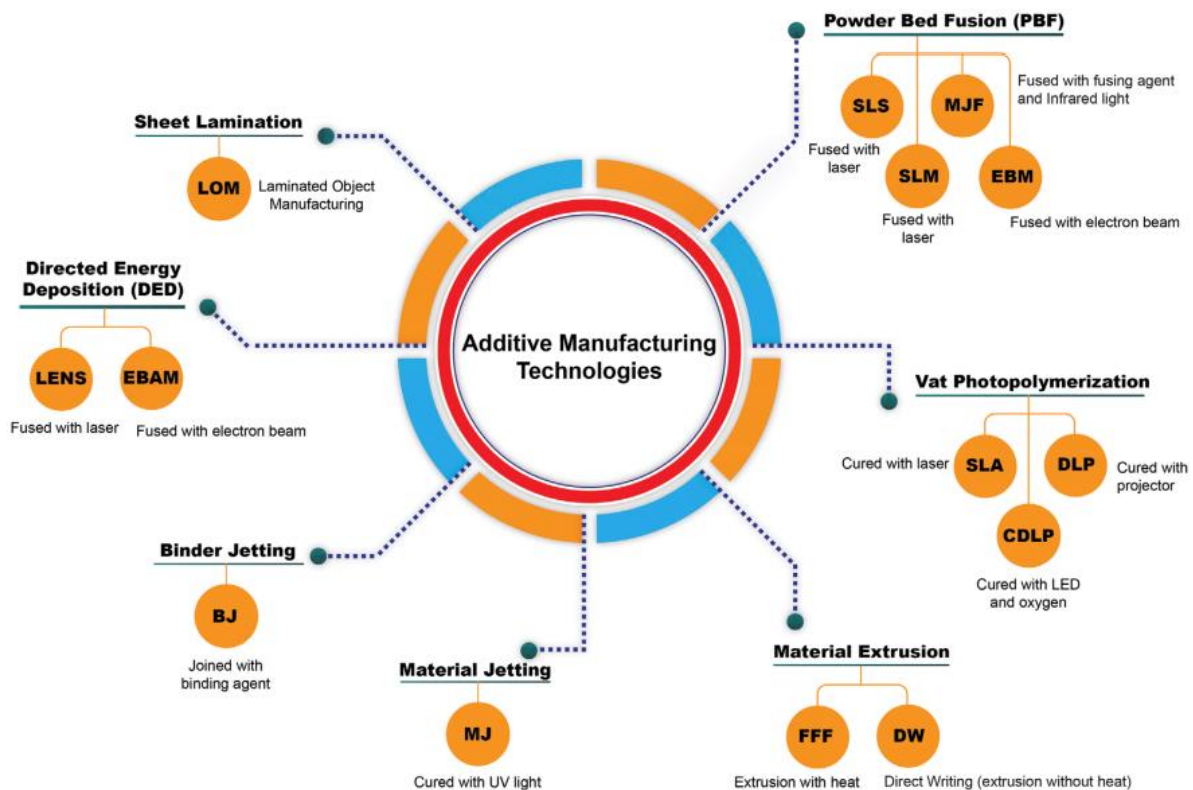


Figure 2.1 Les sept groupes de fabrication additive, tels que définis par l'ASTM, adapté de [9] : la fusion sur lit de poudre, la photopolymérisation en cuve, l'extrusion de matière, le jet de matière, la projection de liant, le dépôt par énergie concentré et le laminage par feuille.

La FA commence à être utilisée dans l'industrie aéronautique [5] [10]. Plusieurs pièces ont déjà été fabriquées, comme par exemple les têtes d'injection de moteur de la fusée Ariane 6 ou encore les conduits de refroidissement d'air de l'avion de chasse F-18 Super Hornet, mais cela ne concerne

principalement que des pièces métalliques [11] [12]. Dans ce domaine, l'utilisation de polymère ou de composite sert encore principalement pour le prototypage rapide et la fabrication d'outils [13].

La famille de fabrication par extrusion de matière est divisée en deux catégories : l'extrusion de matière à chaud (la fabrication par filament fondu ou FFF) et à froid (l'écriture directe *direct write*). La Figure 2.2a) schématise le processus FFF, qui permet l'utilisation de matériaux thermoplastiques. L'imprimante 3D est constituée d'un lit (généralement chauffant) et d'une tête d'impression chauffante (ou plusieurs). Ces deux pièces sont mobiles l'une par rapport à l'autre selon les axes x , y et z , permettant ainsi aux couches de matériaux de se déposer successivement selon l'axe z . Le matériau, acheminé sous la forme de filament, est poussé dans la tête d'impression et est extrudé par une buse. Il existe différentes tailles de buse, permettant d'extruder un toron de matière plus ou moins large. La Figure 2.2b) schématise le processus d'impression par écriture directe, pour laquelle différents types de matériaux sont utilisables sous la forme d'encre (e.g., thermoplastique dissous, de polymère thermodurcissable, pâte) [14] [15]. La matière est extrudée à froid en étant poussée par un système pneumatique, un piston ou une vis sans fin.

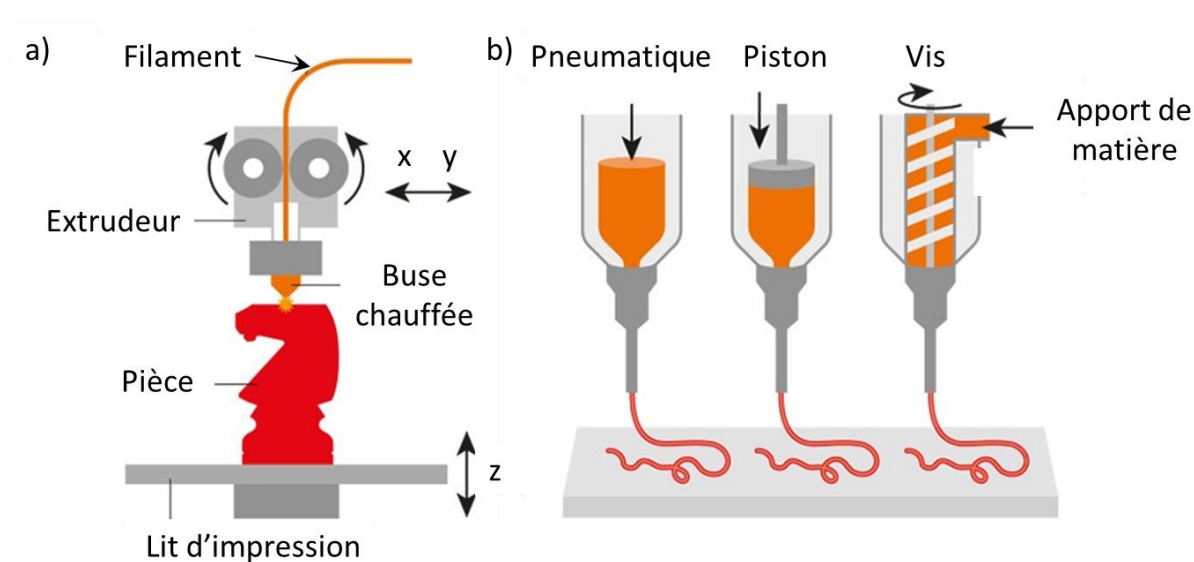


Figure 2.2 Schéma de différents procédés de fabrication par extrusion, adapté de [16] : a) FFF : un filament de matériau thermoplastique est fondu puis extrudé pour être déposé couche par couche; b) Écriture directe : le matériau est extrudé sous pression sans être chauffé.

2.1.1 Création du parcours d'outil pour FFF

Pour obtenir une pièce par FFF, il faut d'abord transformer le fichier réalisé par Conception Assistée par Ordinateur (CAO) de la pièce en un fichier Standard Triangle Language (STL), qui est constitué d'un maillage de milliers de petits triangles approximant la surface extérieure de la pièce. Il faut ensuite utiliser un logiciel communément appelé *slicer* (e.g., Cura, Simplify3D), qui découpe la pièce en tranches d'une épaisseur plus faible que le diamètre du filament. Les différents paramètres d'impression (e. g., la vitesse, le taux de remplissage, le motif de remplissage, les paramètres d'extrusion) sont choisis à ce moment et le logiciel génère un parcours d'outil pour remplir chaque tranche selon les instructions sélectionnées. Le fichier qui en résulte est un fichier G-code contenant des instructions de déplacement et des instructions d'extrusion pour la buse interprétées par la machine.

2.1.2 Avantages de la FFF

Cette méthode de fabrication permet d'utiliser une grande variété de matériaux thermoplastiques, y compris des thermoplastiques renforcés (également appelés composites thermoplastiques) [17]. L'ajout de renfort dans les matériaux thermoplastiques imprimables augmente également leur rigidité et leur limite à la rupture [18] [19]. Ces renforts peuvent provenir de différents matériaux, comme la fibre de verre [20] ou de carbone [21], par exemple. Dans le cas de renforts constitués de fibres courtes, celles-ci s'alignent selon une direction privilégiée lors de l'extrusion, en suivant le sens de dépose du filament. Cela provoque une anisotropie dans la pièce mais permet de renforcer des pièces dans des directions précises [22] [23]. D'autres méthodes de fabrication comme le frittage sélectif par laser (également appelée SLS pour *selective laser sintering* en anglais) ne le permettent pas.

Dans la plupart des cas, les pièces imprimées par FFF ne nécessitent pas de post-traitement, ce qui rend la FFF idéale pour le prototypage rapide, contrairement à d'autres méthodes d'impression, comme la SLS ou la SLA. Certaines imprimantes disposent de plusieurs têtes d'impression, permettant ainsi la fabrication de pièce multi-matériaux sans avoir à faire d'assemblage après l'impression [24] [25].

2.1.3 Limites de la FFF

La FFF présente cependant certaines limites : certaines pièces requièrent l'utilisation de supports, la qualité de surface est faible et imprimer une pièce peut nécessiter jusqu'à plusieurs dizaines d'heures selon sa géométrie et sa taille.

Lorsque des géométries de pièces à fabriquer contiennent des parties en porte-à-faux, le procédé FFF peut nécessiter l'utilisation de supports. Ce sont des structures, souvent sous la forme de tourelles en treillis, imprimées en même temps que la pièce et qui seront retirées à la fin de l'impression. Bien que cela élargisse la gamme des géométries fabricables, le temps d'impression et la consommation de matériaux augmentent, en plus de rajouter une étape de post-traitement de la pièce puisqu'il faut retirer les supports et éventuellement poncer la surface de contact. Une solution à ce problème est d'utiliser la FFF dite non-planaire qui peut améliorer également la qualité de surface [26].

Un autre enjeu majeur de la fabrication des pièces par FFF est le temps d'impression. En effet, le dépôt d'un filament de quelques dixièmes de millimètres de large à des vitesses de moins de 100 mm/s entraîne un temps de fabrication qui peut être pénalisant pour certaines applications. Deux pistes de solution s'offrent pour augmenter la vitesse de production. La première solution est l'augmentation du débit d'extrusion. La compagnie Dyze Design a par exemple créé des systèmes d'extrusion de filament [27] avec une vitesse d'extrusion volumétrique 10 fois supérieure à celle d'une tête d'extrusion FFF conventionnelle [28]. Cependant, l'augmentation du débit d'extrusion n'est pas forcément compatible avec des polymères haute température et n'est pas compatible avec les pièces comportant beaucoup de détails de faible dimension. La deuxième solution possible est d'imprimer avec plusieurs buses FFF en parallèle pour multiplier la vitesse de remplissage de chaque couche. La compagnie E3D a développé une tête d'impression avec quatre buses disposées en carré. Une autre buse unique est nécessaire pour imprimer le contour de la pièce. Cette technique est encore à l'étape de développement [29].

2.1.4 FFF de polymères résistants à la haute température (PRHT)

Les polymères thermoplastiques peuvent être classés en différentes catégories selon leur température de service (i.e., la température jusqu'à laquelle les thermoplastiques conservent leur propriétés mécaniques et/ou électriques) et leur nature cristalline (amorphe ou semi-cristalline).

Les thermoplastiques les plus répandus en FFF sont des thermoplastiques avec une température de service inférieure à 75°C, comme l'acide polylactique (PLA) ou l'acrylonitrile butadiène styrène (ABS), car leur mise en forme se fait à relativement basse température.

Le PEEK est un thermoplastique possédant une température de transition vitreuse de 143°C et une température de fusion de 334°C, il fait partie de la catégorie des polymères dits « haute performance » [30]. Le Tableau 2.1 présente les températures nécessaires à l'impression de pièces en PLA, polyamide, polyetherimide PEI9085 et PEEK. Le PEI est un polymère résistant à la haute température comme le PEEK. Le PEEK est considéré comme ayant une bonne résistance chimique, ce qui le rend apte à être utilisé dans un contexte biomédical [31] et aérospatial [32]. Il possède également de bonnes propriétés mécaniques : par exemple, les filaments de PEEK pur produits par la compagnie Ensinger possèdent un module d'élasticité compris entre 3,5 et 3,6 GPa (contre 2,45 à 2,6 pour du PEI9085 [33]) et il monte entre 17,5 GPa et 19,4 GPa lorsque le filament est renforcé par 30 % massique de fibres de carbone coupées [34] [35] [36] [37].

Tableau 2.1 Comparaison des plages de température d'impression du PLA, du polyamide, du PEI9085 et du PEEK.

Matériaux	PLA	Polyamide	PEI9085	PEEK
Température d'extrusion (°C)	200-225	255-260	350-390	400-510
Température du lit (°C)	60-70	90	140-200	120-230
Température de l'enceinte (°C)	-	-	Recommandé	120-230
Références	[38] [39]	[18] [40]	[41] [42] [43]	[35] [44] [45]

Cependant, l'impression du PEEK nécessite des imprimantes 3D capables d'extruder à des températures supérieures à sa température de fusion, généralement entre 400-500°C ainsi que d'être imprimé dans une enceinte chauffée [22] [46]. Cette température permet d'augmenter les propriétés mécaniques des pièces imprimées en améliorant la qualité de l'interface entre les couches [47] et en réduisant la porosité inter-filamentaire [48] [49]. La Figure 2.3a) et b) compare une coupe transversale de deux échantillons en PEEK imprimés avec des températures de buses et de lit différentes (420°C contre 440°C et 100°C contre 110°C). Dans le cas où ces températures sont plus élevées (b), la porosité inter-filamentaire est plus basse que dans le cas où les températures de la tête et du lit sont plus faibles (a) [50]. De plus, lors de l'impression d'une pièce en PRHT, la couche déposée à une certaine température refroidit et subit une contraction thermique. Lorsque la

deuxième couche se dépose, elle subit à son tour une contraction thermique et ainsi crée des contraintes internes entre les couches. Ce phénomène, lorsqu'il n'est pas maîtrisé, entraîne le gauchissement de la pièce imprimée, c'est-à-dire sa déformation [51]. Cette déformation est plus ou moins accentuée selon le matériau [52] [53]. Cependant, l'ajout de renforts comme les fibres de carbone dans le PEEK permet une meilleure stabilité des pièces qui se déforment moins pendant l'impression [54] [8]. La Figure 2.3c) compare une poutre imprimée en PEEK et une poutre imprimée en PEEK renforcé à 10 % massique avec des fibres de carbone courtes. La poutre non renforcée est recourbée sur les extrémités de 5mm à gauche et 3 mm à droite pour une poutre de 3,5 mm d'épaisseur et de 10 cm de long, ce qui n'est pas le cas de la poutre renforcée [8]. Pour remédier au problème du gauchissement, de plus en plus de compagnies proposent des imprimantes capables d'imprimer des PRHT grâce à une enceinte chauffée (comme Stratasys [55], 3DXtech [56] ou AON 3D [57]). La température de l'enceinte (pouvant monter jusqu'à 250°C pour certains modèles comme par exemple la Gearbox H2T de 3DXtech) permet de réduire la vitesse de refroidissement entre les couches et ainsi de réduire le gauchissement des pièces imprimées [58].

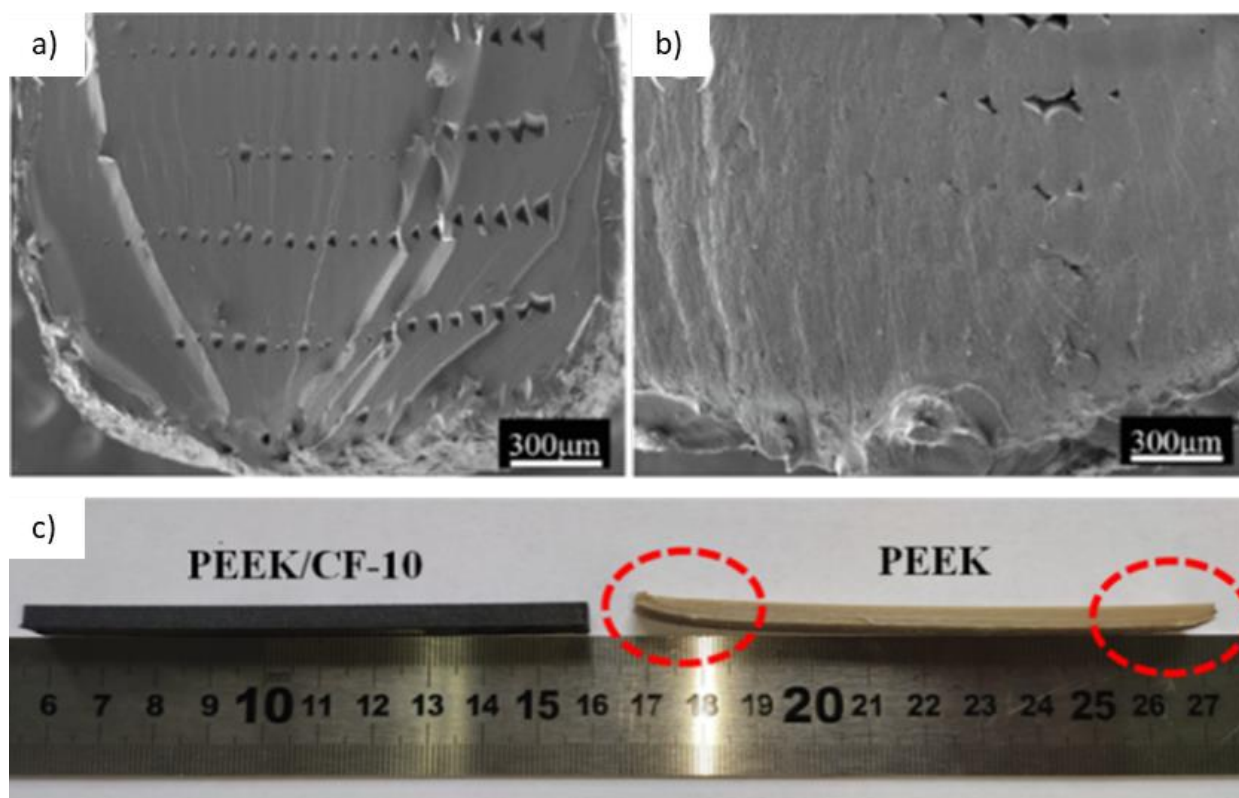


Figure 2.3 Impression par FFF de PEEK. Comparaison de la porosité inter-filamentaire entre deux échantillons de PEEK : a) la buse est chauffée à 420°C et le lit à 100°C. b) La buse est chauffée à

440°C et le lit à 110°C. La porosité inter-filamentaire diminue lorsque les températures d'extrusion et du lit sont plus élevées, comme montré sur l'image b). Adapté de [50]. c) Comparaison de la distorsion d'une poutre imprimée en PEEK renforcé en fibre de carbone à 10 % et d'une poutre imprimée en PEEK pur. Les extrémités de la poutre en PEEK subissent un gauchissement visible à l'œil nu (les extrémités sont relevées de 5 mm à gauche et 3 mm à droite) de tandis que la poutre renforcée reste plus droite. Adapté de [8].

2.2 Fabrication additive de structures sandwich

2.2.1 Structures sandwich

Un panneau sandwich est habituellement une structure constituée de deux plaques minces et rigides entre lesquelles est insérée une âme, ou cœur, de densité plus faible [59]. Ce genre de structure permet d'obtenir une bonne rigidité en flexion tout en allégeant la structure (par rapport à un cas où seul le matériau des plaques mince était utilisé) [59]. Les peaux et l'âme sont généralement fabriquées séparément et assemblées ensuite à l'aide d'adhésif. Les peaux des panneaux sandwich sont généralement constituées de matériaux composites stratifiés ou tissés. L'âme du panneau est souvent fabriquée avec un matériau différent de celui du cœur et peut prendre différentes formes, comme des mousses [60], des structures hexagonales dites en nid d'abeille, comme montré dans la Figure 2.4 [61], ou bien d'autres formes géométriques variées. Le choix des matériaux et de la géométrie du panneau dépend de l'application finale de la pièce. Les panneaux sandwich peuvent être utilisés pour leurs propriétés mécaniques, comme mentionné plus haut, mais également pour servir d'isolants thermiques, vibratoires ou acoustiques. On retrouve l'utilisation de panneaux sandwich dans de nombreux domaines comme entre autres les surfaces de contrôle et les moteurs d'avion [62] [63], les bateaux [64], les parois de satellites [65] ou encore les pales d'éoliennes [66].

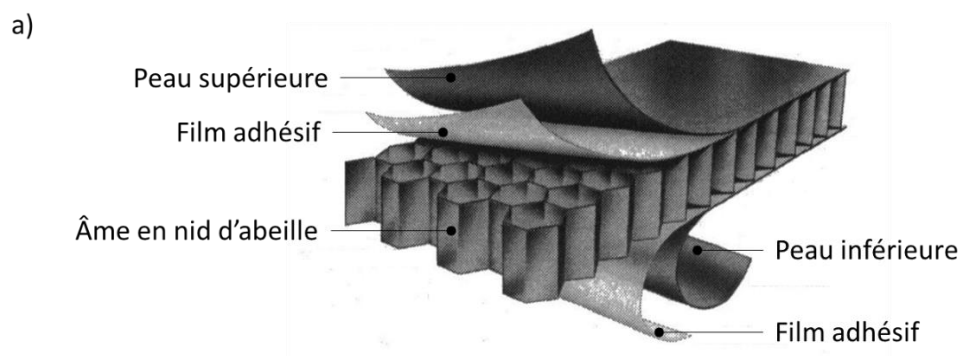


Figure 2.4 Schéma d'un panneau sandwich à cellules hexagonales, dit à nid d'abeille. Adapté de [61].

2.2.2 Âmes imprimées par FFF pour applications mécaniques

Les études sur la fabrication de structures sandwich portent principalement sur l'influence de la géométrie de l'âme. Les matériaux utilisés pour fabriquer des panneaux sont souvent des polymères basse température tels que le PLA [67] [68] ou l'ABS [67] [69] [70] [71]. On trouve cependant quelques exemples de cœur en nylon [72], polypropylène (PP) [73] ou PEI9085 [74].

Différents groupes de recherche ont étudié les propriétés des âmes de panneaux sandwich réalisées par FFF. Cette méthode de fabrication permet d'obtenir des géométries d'âme difficilement fabricables par les méthodes actuelles comme par exemple le pliage, utilisé pour fabriquer des nids d'abeille [75]. Lorsque seule l'âme est fabriquée, elle est soit testée telle quelle en compression [69] [72], soit des peaux (généralement des plaques de matériau composite) sont collées après impression [68] [73] pour réaliser des essais en flexion ou d'impact. La Figure 2.5a) montre deux exemples d'âmes en réseau imprimée en PLA avec un motif répété. Les peaux sont ensuite collées de chaque côté du cœur.

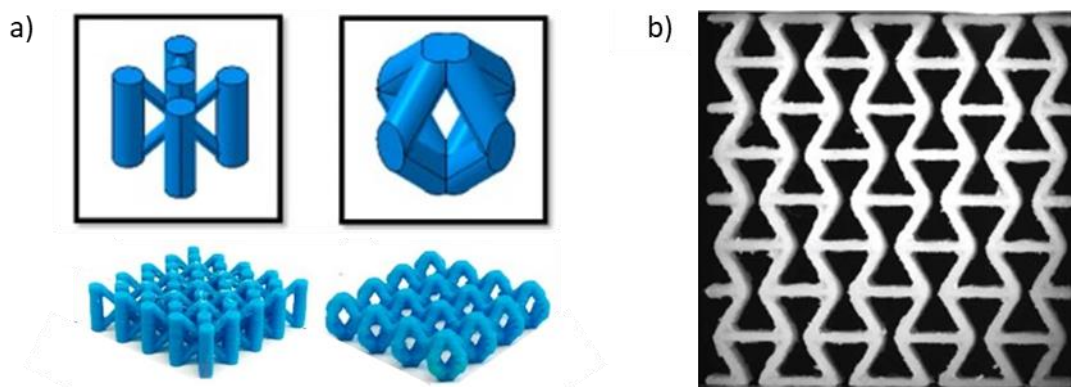


Figure 2.5 a) Géométrie en réseau imprimée en PLA par couches successives. Adapté de [68]. b) Image de panneau auxétique avec une âme imprimée par FFF. Adapté de [76].

La fabrication FFF est également utilisée pour fabriquer des panneaux à cœur auxétique, c'est-à-dire possédant un coefficient de Poisson négatif dans une direction [69] [72] [76]. La Figure 2.5b) montre une géométrie auxétique imprimée par FFF.

2.2.3 Structures sandwich entièrement imprimées par FFF

Des panneaux entièrement imprimés par FFF, comme des panneaux auxétiques et en nid d'abeille en PLA [77] [78] [79], en nylon renforcé avec un remplissage en H [80] et avec divers remplissages en PEI [81], ont été étudiés.

Il est possible de faire de l'impression 3D multi-matériaux avec la FFF soit en utilisant plusieurs têtes d'impression ou en changeant le matériau pendant le processus d'impression. Il existe dans la littérature quelques exemples de panneaux sandwich bi-matériaux sous la forme de semelles de chaussure. Des chercheurs ont imprimé des semelles de chaussure en utilisant de l'élastomère thermoplastique (TPE) de deux couleurs différentes [82]. Tao et al. ont utilisé du polyuréthane thermoplastique (TPU) et du TPU renforcé pour fabriquer un prototype de semelle piézoélectrique [83].

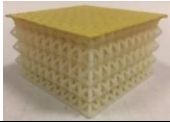
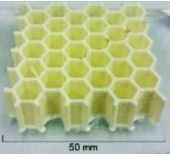
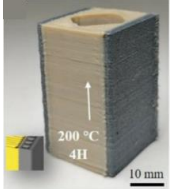
Les exemples de panneaux imprimés avec des polymères haute température sont plus rares. Des petits panneaux de 20 mm × 20 mm × 30 mm ont été imprimés par Jiang et al. avec la peau en PEEK-CF et l'âme en PEEK pur [84]. La géométrie de l'âme était un remplissage dense avec un trou carré de 14 mm de diagonale au milieu. Les panneaux ont été soumis à des essais de compression dans plusieurs directions et des méthodes pour améliorer l'adhésion entre l'âme et les peaux ont été investiguées. Il en résulte qu'une superposition entre l'âme et les peaux au cours de l'impression permet d'augmenter les performances en compression jusqu'à 37 %.

Un autre exemple de structure sandwich imprimée avec des PRHT a été étudié par Wang et al. [85]. Des échantillons de traction (*dogbones*) ont été imprimés en alternant des épaisseurs de PEEK pur et de PEI1010 pur (deux configurations : PEEK-PEI-PEEK et PEEK-PEI-PEEK-PEI-PEEK) et ont été testés en traction. Il en résulte que le sandwich avec 5 empilements a une résistance à la rupture équivalente à 73 % à celle d'un échantillon en PEEK pur. Cependant, les auteurs ont eu moins de difficulté à imprimer les échantillons sandwich que les échantillons constitués de matériaux purs.

Le Tableau 2.2 récapitule l'état de l'art sur l'impression FFF de structures sandwich pour applications mécaniques. Parmi les différents types de géométries imprimées pour fabriquer l'âme de structures sandwich, on retrouve les nids d'abeilles, qui sont des structures communes de panneaux sandwich non-imprimés en 3D. On trouve également des structures en réseaux ou des structures auxétiques, qui sont beaucoup plus complexes à fabriquer autrement que par impression, mais qui promettent des structures moins denses ou possédant des propriétés mécaniques qui ne pourraient pas être obtenues avec des panneaux traditionnels. Seuls quelques exemples de panneaux multi-matériaux obtenus par FFF sont répertoriés dans la littérature et sont généralement de dimensions faibles (moins de 5 cm) malgré l'intérêt que pourrait avoir ce genre de structures.

Les performances des différents panneaux imprimés relevés dans la littérature sont toutefois difficiles à comparer : les dimensions, matériaux, paramètres d'impression et propriétés mécaniques mesurées varient beaucoup d'un article à l'autre.

Tableau 2.2 Récapitulatif de différents panneaux sandwich imprimés par FFF pour leurs propriétés mécaniques.

Type	Matériaux	Points d'intérêt	Image	Références
Âme en réseau	- PLA - ABS	- Impression de l'âme et collage des peaux - Structure en réseau permettant une structure légère avec de bonnes performances en compression		[68], [71]
Âme en nid d'abeille	- PLA - ABS - PP - PEI	- Impression de l'âme, peaux collées ou imprimées - Imprimer un panneau en nid d'abeille à plat ou sur le côté n'affecte pas de manière significative ses performances en flexion		[67], [73], [81]
Âme à géométrie auxétique	- PLA - ABS, ABS-CF - Nylon et nylon-CF	- Peaux collées ou peaux imprimées - Résistance à la compression augmentée de 232 % par rapport à une structure nid d'abeille en compression - Moins de concentration de contraintes qu'un nid d'abeille lors d'un essai de compression		[69], [72], [76], [79]
Panneaux multi-matériaux totalement imprimés par FFF	TPU/TPU renforcé	- Impression de l'âme et des peaux en une étape de fabrication - Multifonctionnel (piézoélectrique)		[83]
	PEEK/PEEK-CF	- Impression de l'âme et des peaux en une étape - Performances en compression augmentées jusqu'à 37 % lorsque la peau et l'âme sont imprimées avec une légère superposition. - Dimensions des panneaux : 20 mm × 20 mm × 30 mm		[84]
	PEEK/PEI	- Alternance de couches de PEEK et de PEI dans un échantillon de traction - Dimensions des échantillons : 115 mm × 19 mm × 4 mm - Résistance à la traction 27 % plus faible qu'avec des échantillons en PEEK pur		[85]

2.3 Structures acoustiques passives

Les panneaux sandwich permettent certes d'obtenir des structures légères mais peuvent également être mis à profit pour des applications plus spécifiques, comme la réduction sonore. Les panneaux sandwich sont des méthodes assez courantes pour atténuer le bruit des moteurs d'avion et plusieurs techniques de dissipation acoustique peuvent être trouvées dans la littérature. Il existe deux types de structures permettant la réduction du bruit : les structures actives et passives, dont font partie les panneaux sandwich. Lorsqu'une onde sonore qui se propage à une fréquence f rencontre une structure à contrôle de bruit active, la structure active émet la même onde sonore. Comme les deux ondes sonores identiques se propagent dans des directions opposées, elles s'annulent entre elles [86]. Ce système est très utilisé pour les casques d'écoute de musique par exemple [87]. Lorsque l'onde sonore atteint une structure à contrôle de bruit passive, elle y est dissipée uniquement si la structure est faite pour atténuer sa fréquence f par sa géométrie [88]. Dans le cas d'un carter d'avion, l'utilisation d'atténuateurs passifs est privilégiée parce que les bruits que l'on cherche à atténuer se situent sur une plage sonore précise et connue. De plus, il n'y a pas besoin de rajouter d'instrumentation supplémentaire pour faire fonctionner la structure. Les atténuateurs passifs fonctionnent bien pour des fréquences sonores supérieures à 500 Hz [89]. L'atténuation acoustique d'une structure passive peut se caractériser par la mesure de son absorption sonore. Pour cela, un tube d'impédance, dont un schéma est représenté en Figure 2.6, peut être utilisé. Il s'agit d'un tube cylindrique dans lequel est placé à une extrémité l'échantillon à mesurer et à l'autre un haut-parleur qui émet des fréquences sonores comprises entre 200-6000 Hz. Deux micros enregistrent respectivement le son émis par le haut-parleur et le son réfléchi par l'échantillon.

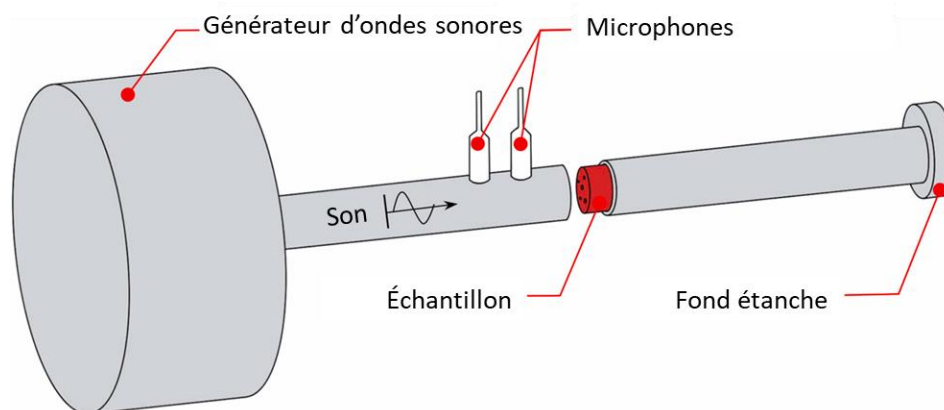


Figure 2.6 Tube d'impédance. Adapté de [90].

2.3.1 Résonateurs de Helmholtz

Les résonateurs de Helmholtz sont des structures acoustiques passives capables d'atténuer une fréquence précise [91]. La Figure 2.7a) représente une structure typique de résonateur de Helmholtz : elle est constituée d'une cavité (ici de forme hexagonale, ou en nid d'abeille) possédant un volume V_n et d'un col d'une hauteur L_n et d'un diamètre D_c . Lorsque l'onde sonore entre dans le résonateur, elle est dissipée à la fréquence de résonance f_r de la structure, déterminée par la géométrie du résonateur (volume de la cavité et volume du col). Lorsque l'onde sonore a la même fréquence que cette dernière, le son est atténué. Un graphique d'absorption acoustique en fonction de la fréquence testée (en Hz) permet d'obtenir le spectre d'absorption acoustique de l'échantillon. Lorsque l'absorption est égale à 0, le son n'est pas atténué et lorsqu'elle est égale à 1, le son est parfaitement atténué à la fréquence correspondante. Un résonateur de Helmholtz permet d'obtenir un graphique d'absorption à un pic correspondant à sa fréquence de résonance.

La fréquence de résonance de la structure est donnée par :

$$f_r = \frac{c}{2\pi} \sqrt{\pi D_c^2 / V_c L_n} \quad (2.1)$$

avec c la vitesse du son dans le milieu de propagation [91]. La Figure 2.7b) montre un exemple de graphique d'absorption en fonction de la fréquence de différents RH dont seul le diamètre du col a été modifié. On observe un pic d'absorption par échantillon, dont la fréquence change en fonction du diamètre, en cohérence avec l'équation (1) : plus le diamètre est large, plus la fréquence de résonance est élevée.

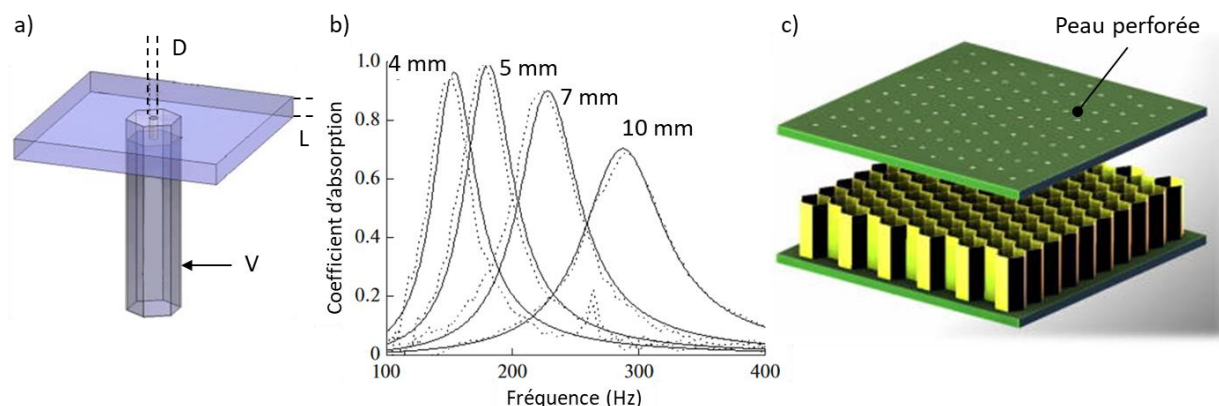


Figure 2.7 Résonateur de Helmholtz a) Schéma d'un résonateur de Helmholtz avec un col en forme de cellule hexagonale. Adapté de [92] b) Graphique de l'absorption acoustique d'un RH dont seul le diamètre du col, inscrit à côté de chaque courbe, a été modifié. Le trait plein représente l'absorption calculée et le pointillé la mesure expérimentale. Adapté de [93]. c) Schéma d'un panneau en nid d'abeille dans lequel sont insérés des RH en nid d'abeille. Adapté de [92].

Les résonateurs de Helmholtz peuvent être intégrés dans des panneaux sandwich en nid d'abeille tels que montrés dans la Figure 2.7c). Une cellule hexagonale du cœur peut faire office de cavité tandis qu'une perforation de la peau supérieure alignée avec elle devient un col. Lorsque tous les résonateurs d'un même panneau sont identiques, on parle de panneaux SDOF (*Single Degree of Freedom*), capables d'absorber une unique fréquence sonore. Il est possible de superposer deux panneaux possédant deux diamètres de col différents. La peau perforée du premier panneau devient la peau inférieure du deuxième. Le spectre d'absorption de cette structure, appelée DDOF (*Double Degree Of Freedom*), contient non plus un mais deux pics d'absorption α , chacun correspondant à un étage de ce double panneau [94]. La masse et l'épaisseur sont alors doublées [95]. La Figure 2.8 montre un exemple de comparaison entre un panneau SDOF et un panneau DDOF : le premier ne présente qu'un pic d'absorption, autour de 400 Hz tandis que le second en possède deux, un à 400 Hz et un vers 800 Hz, suite à la superposition des résonateurs [96].

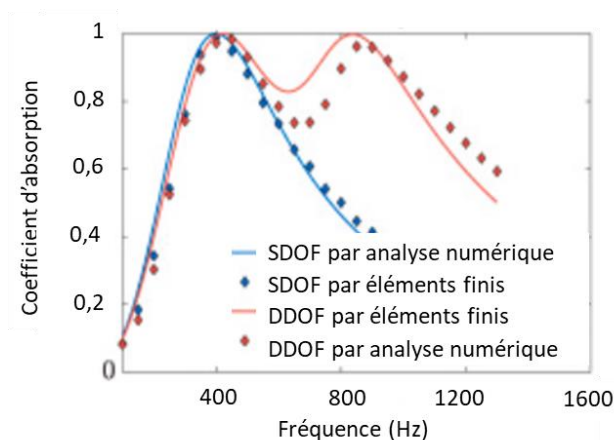


Figure 2.8 Comparaison entre des résonateurs SDOF et DDOF : le DDOF présente deux pics d'absorptions, tandis que le SDOF n'en a qu'un. Adapté de [96].

Il est possible de créer un multi-résonateur, c'est-à-dire en ne combinant non plus les résonateurs l'un par-dessus l'autre mais côte-à-côte. En modifiant le diamètre des cols de plusieurs résonateurs, il est alors possible d'obtenir une atténuation sonore continue sur plusieurs centaines de Hertz. La Figure 2.9a) montre un multi-résonateur constitué de neuf résonateurs à cavité hexagonale. La Figure 2.9b) montre le graphique d'absorption en fonction de la fréquence : on distingue 9 pics d'absorption, correspondant chacun à un des résonateurs. La plage d'absorption obtenue est large de ~ 500 Hz (coefficient d'absorption α supérieur à 0,8 entre 600-1100 Hz) mais cette configuration a seulement été modélisée et non fabriquée. La Figure 2.9c) montre un autre exemple de multi-résonateur, cette fois-ci imprimé par FFF en PLA. Quatre résonateurs de Helmholtz ont été combinés à quatre doubles résonateurs de Helmholtz (fonctionnant sur le même principe que les DDOF). La Figure 2.9d) montre un spectre d'absorption avec α supérieur à 0,8 large de 900 Hz (~ 450 -1350 Hz). Les premiers pics (huit au total) correspondent aux quatre HR et à la première couche de double HR. Les seconds pics (quatre) correspondent à la seconde couche de double HR, situés dans la partie basse de la structure sandwich.

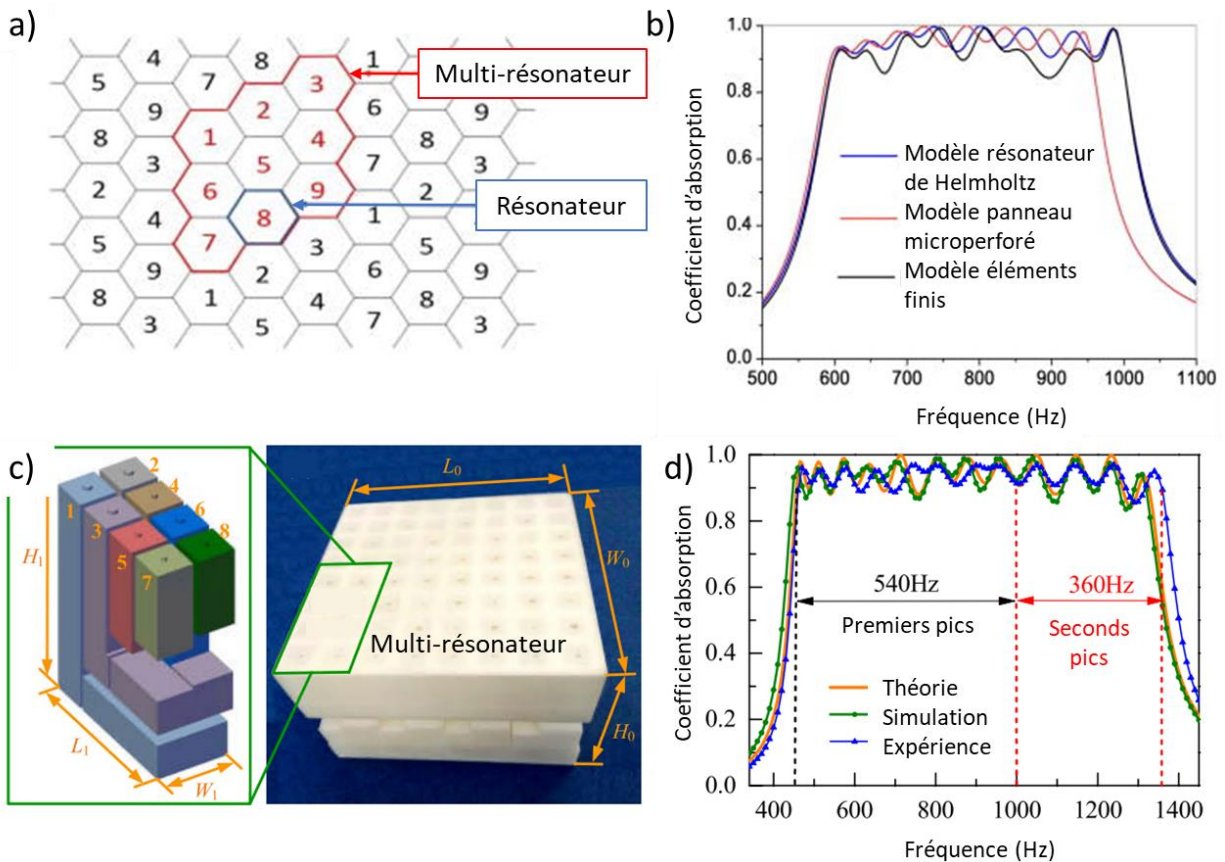


Figure 2.9 Exemples de multi-résonateurs de Helmholtz : a) multi-résonateur de 9 unités; b) graphique de la simulation de l'absorption acoustique obtenue avec le multi-résonateur de 9 unités. La combinaison de 9 résonateurs permet une absorption supérieure à 0,8 sur 500 Hz. Adapté de [92]; c) multi-résonateur composé de 4 résonateurs de Helmholtz et 4 doubles résonateurs de Helmholtz imprimée par FFF; d) graphique de l'absorption acoustique obtenue avec le multi-résonateur de c). La combinaison de 12 résonateurs permet une absorption supérieure à 0,8 sur 900 Hz. Adapté de [97].

2.3.2 Micro-perforations

Une autre technique d'atténuation passive adaptable dans des structures sandwich est l'utilisation d'une peau extérieure micro-perforée, c'est-à-dire comprenant plusieurs perforations de diamètre au-dessus de chaque cavité. Plus les micro-perforations sont nombreuses, plus le spectre d'absorption s'élargit et la fréquence minimale d'absorption augmente [98]. Tang et al. ont ainsi simulé un panneau sandwich mélangeant un cœur avec des cellules rectangulaires et un cœur ondulé, en ajoutant des perforations dans chaque couche, comme montré sur la Figure 2.10a). La Figure 2.10b) montre le graphique d'absorption obtenu pour deux échantillons microperforés. L'échantillon A, qui n'est pas optimisé, a un α supérieur à 0,75 entre 800-1450 Hz. L'échantillon

C, qui est optimisé pour atténuer entre 250-200 Hz, a un α supérieur à 0,75 entre 800-1800 Hz [99]. Meng et al. ont testé expérimentalement des échantillons micro-perforés imprimés par FFF, obtenant par contre des pics d'absorptions larges de 100 Hz [100]. La Figure 2.10c) montre un de leurs échantillons et la Figure 2.10d) montre les pics d'absorption obtenus selon l'emplacement des microperforations. Les perforations dans l'âme et la peau font diminuer la fréquence d'absorption.

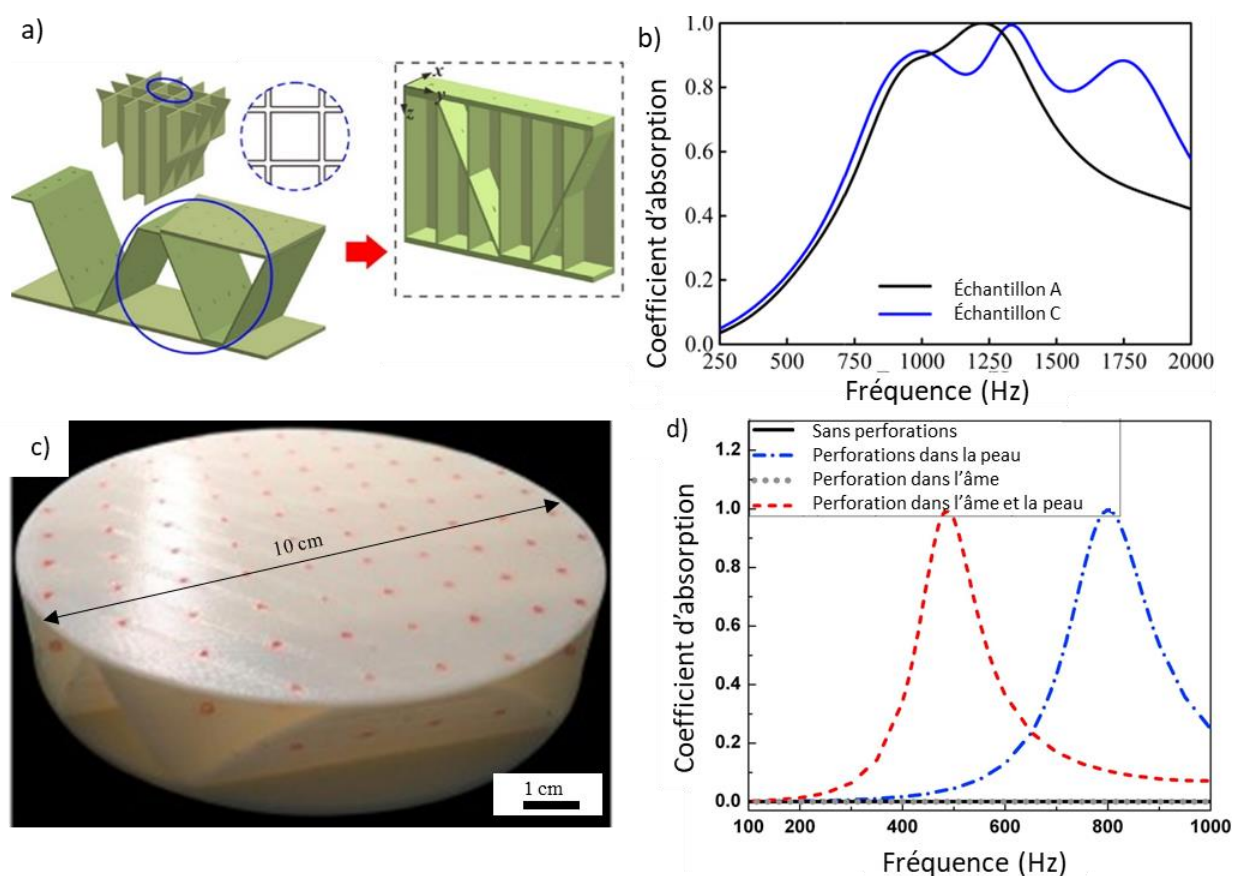


Figure 2.10 a) Schéma d'un panneau micro-perforé avec une âme à remplissage ondulé/compartiment rectangulaire. b) Graphique d'absorption de deux échantillons simulés avec la géométrie présentée en a). L'échantillon A est la référence et l'échantillon C a été optimisé pour une plage de fréquence 250-200 Hz en modifiant l'épaisseur des parois et des perforations. Adapté de [99]. c) Photographie d'un échantillon micro-perforé imprimé par FFF. d) Graphique d'absorption comparant des échantillons avec des perforations placées à différents endroits. Des perforations dans la peau ou dans l'âme et la peau présentent des pics d'absorption similaires mais décalés de 400 Hz. Adapté de [100].

2.3.3 Micro-treillis

Une autre méthode d'atténuation du bruit facilitée par l'impression FFF est la fabrication de micro-treillis à porosité contrôlée. Un micro-treillis est un empilement périodique de filaments dont l'espacement est déterminé à l'avance. Cette méthode de fabrication est également réalisable par écriture directe [90] selon le matériau désiré. La Figure 2.11a) montre un échantillon cylindrique imprimé en micro-treillis avec un mélange d'époxy, de silice fumée et de microbilles de verre. La Figure 2.11b) montre le micro-treillis vu du dessus. La Figure 2.11c) montre le graphique d'absorption obtenu pour ce type d'échantillon, pour lequel différentes proportions de silice fumée et de microbilles ont été testées. Selon la formulation du matériau, α est supérieur à 0,8 entre ≈ 1800 -3000 Hz ou ≈ 2200 -3400 Hz. Il est également possible d'empiler plusieurs types de micro-treillis pour augmenter la plage d'absorption sonore. Ces empilements périodiques de filaments ont montré des capacités d'atténuation sonore pour des plages de fréquence allant de 1000 Hz à 6000 Hz [101]. La Figure 2.11d) montre un exemple d'empilement et du graphique d'absorption obtenu.

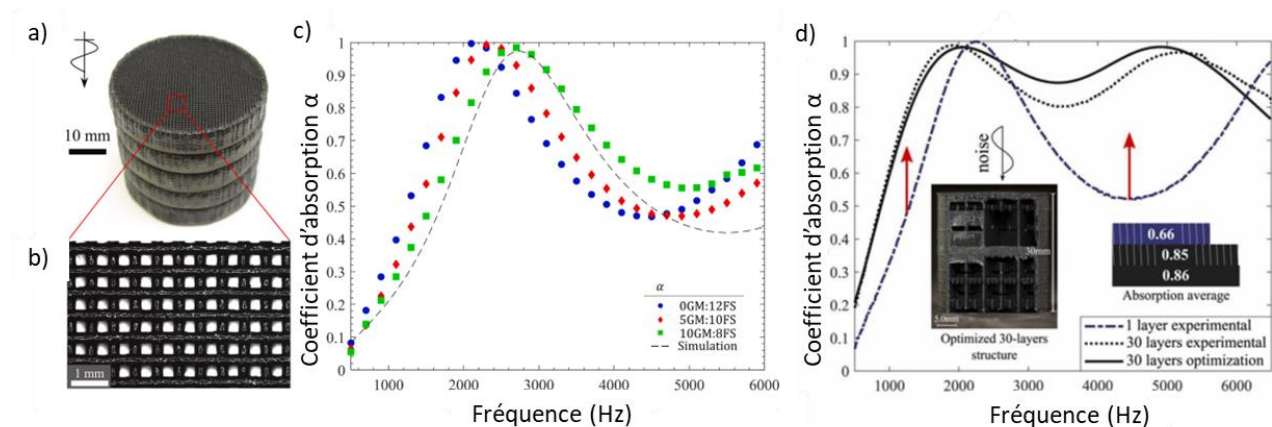


Figure 2.11 a) Échantillon cylindrique pour essai acoustique constitué de micro-treillis. b) Vue du dessus du micro-treillis imprimé par écriture directe c) Courbes d'absorption de l'échantillon en micro-treillis fabriqués avec différentes formulations de matériaux thermodurcissables, comparés à la courbe d'absorption simulée. α est supérieur à 0,8 entre ~ 1800 -3000 Hz. Adapté de [90]. d) Image en coupe d'un échantillon de micro-treillis avec variation de dimension et courbe d'absorption de l'échantillon. L'empilement de 30 couches permet d'avoir un spectre d'absorption supérieur à 0,8 large de 4750 Hz, contre 1025 Hz avec une couche. Adapté de [101].

Le Tableau 2.3 présente un récapitulatif de l'absorption des différentes structures passives détaillées dans la section 2.3. Les trois méthodes d'atténuation passives documentées ici (RH, micro-perforations et micro-treillis) présentent des capacités d'absorption sonore au-delà de 500

Hz et sont toutes réalisables par FFF. Les structures les mieux adaptées pour absorber le son entre 600-1100 Hz semblent être les combinaisons de RH. Le nombre de RH à combiner pour avoir une absorption continue supérieure à 0,8 est de 4 RH par plage de 300 Hz. Ces structures, lorsqu'elles ont été fabriquées, n'ont cependant pas été soumises à des essais mécaniques.

Tableau 2.3 Récapitulatif des performances de différents structures acoustiques passives simulées ou imprimés en 3D.

Type de structure passive	Type	Structure	Absorption sonore	Références
Résonnateurs de Helmholtz	Simulation	Multi-résonateur de 9 RH	$\alpha > 0,8$ entre 600-1100 Hz	[92]
	FFF	Multi-résonateur de 4 RH et 4 DRH	$\alpha > 0,8$ entre 450-1350 Hz	[97]
Micro-treillis	FFF	Empilement de 5 types de micro-treillis	$\alpha \sim 0,87$ entre 1050-6000 Hz	[101]
	Écriture directe	Empilement d'un type de micro-treillis	$\alpha > 0,8$ entre ~ 1800 -3000 Hz	[90]
Micro-perforations	Simulation	Nid d'abeille modifié micro-perforé dans la peau supérieure et l'âme	$\alpha > 0,75$ entre ~ 750 -1500 Hz	[99]
	FFF	Nid d'abeille micro-perforé dans la peau supérieure et l'âme	$\alpha > 0,8$ entre ~ 450 -550 Hz	[100]

2.4 FFF de structures non-planaires

2.4.1 Imprimante cartésienne

Les imprimantes 3D déposent généralement la matière couche par couche dans le plan xy (z état l'axe vertical), ce qui est appelé « impression planaire ». Cependant, cette méthode n'est pas toujours la plus adaptée selon la géométrie à fabriquer. La Figure 2.12a)i montre l'exemple d'une surface courbée à imprimer : lorsque les couches sont déposées une à une, la courbure de la géométrie est alors approximée par des petites marches de l'épaisseur d'une couche [26]. Ce phénomène appelé « marches d'escalier » crée une différence géométrique entre la pièce originellement souhaitée et la pièce obtenue. Pour remédier à ce défaut, il est possible de modifier le G-code envoyé à l'imprimante afin de prendre en compte au moins trois axes de déplacement et ainsi pouvoir suivre des surfaces courbées. Cette façon d'imprimer est alors dite « non-planaire » [102]. Elle permet de réduire les incertitudes géométriques liées aux « marches d'escalier » mais également d'améliorer les propriétés mécaniques des pièces fabriquées en suivant la géométrie de

la pièce à fabriquer [103]. Singamneni et al. ont augmenté de 40 % la charge maximale supportée par des poutres courbées imprimées de manière non-planaire en ABS par rapport à des poutres courbées imprimées de manière planaire lors d'essais de flexion 3-points [104]. La Figure 2.12b) montre un exemple de pièce imprimée par FFF de manière planaire et non-planaire. On distingue clairement l'effet « marches d'escalier » sur la pièce de gauche, tandis que la pièce de droite présente une surface d'apparence plus lisse. Imprimer en non-planaire permet également de réduire le nombre de supports imprimés placés sous la pièce, dans la mesure où une surface courbée peut être utilisée comme surface d'impression [105]. Ceci est montré dans la Figure 2.12a)ii, où le dépôt de matériau suit parfaitement la courbure de la surface. On rencontre ici une des limites à l'utilisation d'une imprimante cartésienne pour l'impression non-planaire : l'espace disponible autour de la buse est restreint par la dimension de celle-ci, ce qui contraint la courbure maximale de la pièce, comme montré par le point rouge sur le schéma de la Figure 2.12a)ii. Un trop grand angle entraîne un grattement de la tête sur les couches déposées précédemment, voire une collision [106]. Une possibilité peut être d'utiliser des buses d'extrusion spécialement conçues pour la dépose non-planaire : celles-ci sont plus longues et le cône de la buse est plus étroit, ce qui augmente l'espace disponible autour de la buse [107]. Cependant, il est impossible d'orienter la buse de sorte à ce que la direction d'extrusion soit toujours perpendiculaire à la surface de la pièce à fabriquer, tel que cela est montré dans la Figure 2.12a)iii. Pour cela, il est nécessaire d'utiliser un système avec plus de degrés de liberté (6-DDL).

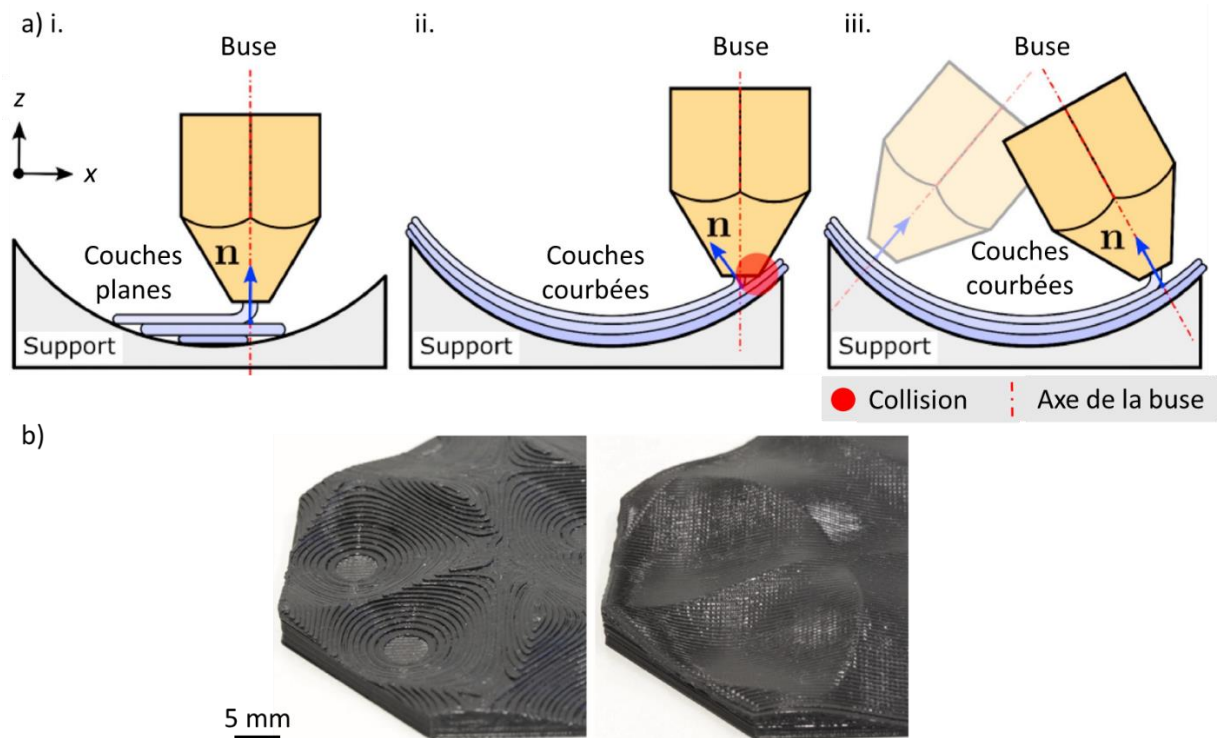


Figure 2.12 Schéma comparant trois façons d'imprimer une surface courbée en utilisant la FFF. Adapté de [106] : a)i. Impression planaire approximant une surface courbée; ii. Impression non-planaire d'une surface courbée avec une buse à axe fixe en z entraînant des collisions; iii. Impression non-planaire d'une surface courbée avec une buse donc l'axe est normal à la surface imprimée évitant les collisions. c) Différence entre l'état de surface d'une pièce imprimée planaire et non-planaire : la surface de gauche est moins lisse que celle de droite. Adapté de [26].

Pour générer un parcours d'outil non-planaire, il faut modifier le G-code. La manière la plus simple de procéder est d'avoir recours à des projections cylindriques (i.e., projeter les coordonnées d'une géométrie dont la surface inférieure est plane sur une surface cylindrique ou sphérique), mais cela limite les surfaces d'impression à des cylindres ou des sphères [108]. Différents modèles de *slicers* plus complexes ont été étudiés dans la littérature. Par exemple, celui développé par Alhers et al. permet de faire du non-planaire pour recouvrir une impression planaire afin d'en améliorer la qualité de surface [26] et celui développé par Gleadall peut générer un G-code non-planaire mais ne permet pas d'utiliser directement ses propres fichiers CAD [109].

Des *slicers open source* comme Slic3r tentent aussi de produire du code destiné à l'impression non-planaire. Cependant, ces méthodes ne prennent pas en compte l'orientation de la buse pour la placer toujours à la normale de la surface d'impression.

2.4.2 Plateforme robotisée

L'utilisation d'un bras robot pour la FFF permet d'imprimer des pièces en non-planaire mais également, selon sa taille, de fabriquer des pièces de plus grandes dimensions qu'avec une imprimante classique. Par exemple, Zhao et al. ont fabriqué à l'aide d'un bras robot une pièce non-planaire de l'ordre de grandeur du mètre et directement sur une surface courbée, comme montré sur la Figure 2.13a) [108]. Cette méthode ne fonctionne cependant pas dans le cas de surfaces qui ne seraient pas cylindriques.

L'utilisation d'un robot 6-axes permet de se libérer des limites des mouvements de la tête d'extrusion [48]. En utilisant un robot à 6 DDL, Wu et al. ont imprimé une pièce en forme de lapin sans support [110]. La Figure 2.13b) compare cette pièce à sa version imprimée à l'aide d'une imprimante cartésienne : cette pièce nécessite de nombreux supports pour soutenir des parties telles que les pattes ou les oreilles. Grâce à l'impression non-planaire et une tête d'impression capable de pivoter, ils ont pu imprimer sans aucun support en orientant les plans de dépose des parties du lapin nécessitant des supports en temps normal.

Un des inconvénients de l'utilisation d'un bras robotisé est la gestion de la cinématique plus complexe lors de déplacements. En effet, celui-ci ne doit pas percuter un bout de la pièce qu'il est en train d'imprimer et ne peut pas réellement pivoter dans toutes les directions car il risquerait d'arracher les câbles alimentant la tête d'impression si la rotation est trop importante. Pour s'affranchir de ces contraintes, il est possible de faire collaborer deux bras robots à 6 DDL. Fry et al ont ainsi imprimé entièrement sans support une maquette d'avion [111]. La Figure 2.13c) montre différentes étapes d'impression avec la pièce et la tête d'impression orientées de manière à déposer du PLA sans aucun support. Par exemple, pour imprimer les ailes, le bras tenant le lit s'incline à 90° par rapport à sa position pour imprimer le fuselage de l'avion.

L'utilisation de PRHT par des bras robots reste rare. La compagnie CEAD et l'Université Technique de Munich ont cependant déjà imprimé des moules en polyaryléthercétone (PAEK) à l'aide d'un bras robot à 6 DDL [112], divisant leur temps de production par 5. Velu et al. ont investigué l'impression de PEEK non-renforcé par FGF (*Fused Granulated Filament*), c'est-à-dire en utilisant des granulés au lieu d'un filament et un bras robot. Cette fois, ce n'est pas l'extrudeur qui se déplace mais le lit, fixé au robot [113]. Les pièces imprimées sont des petits échantillons de

2,5 cm de long. Atzler et al. ont imprimé un nid d'abeille non-planaire d'épaisseur constante en PEEK renforcé par FGF mais les filaments déposés sont très larges [114].

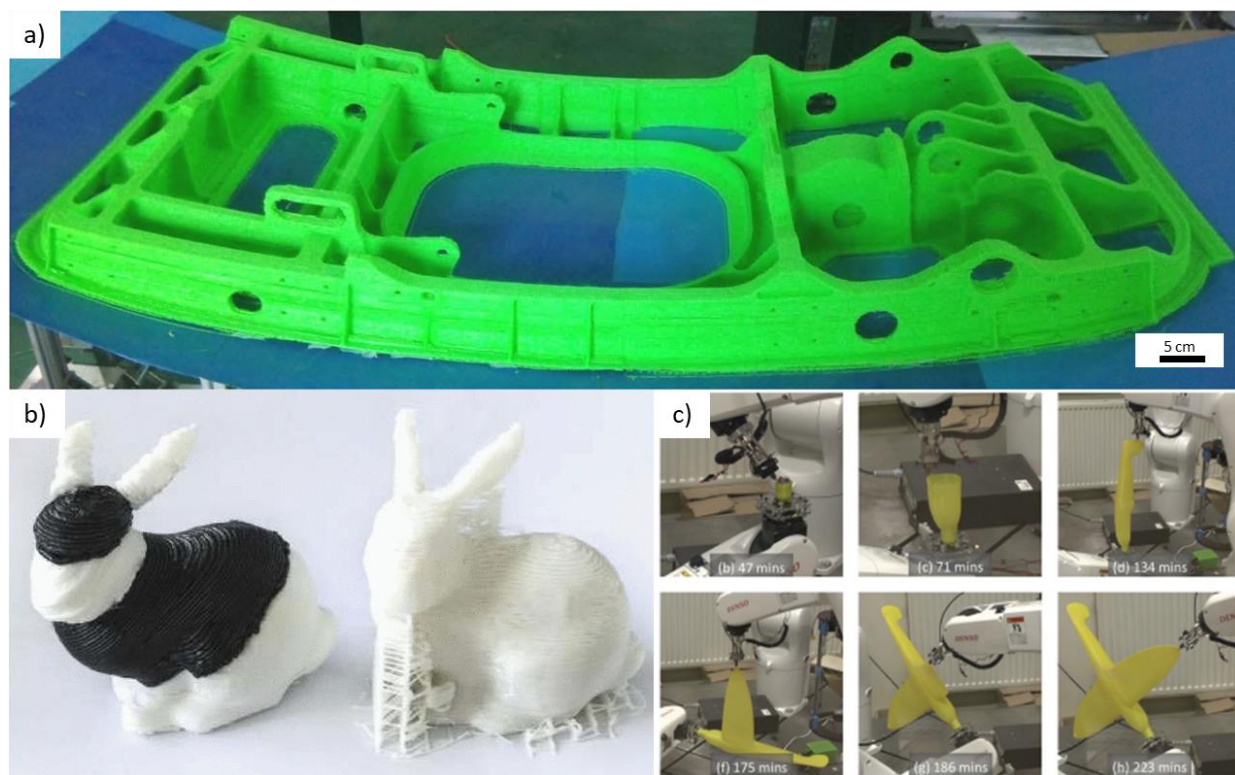
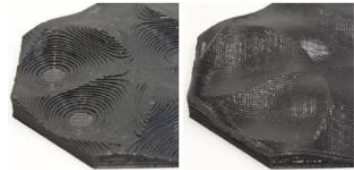
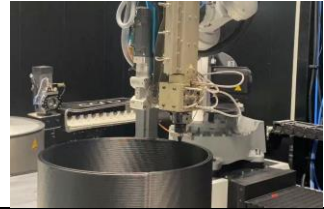
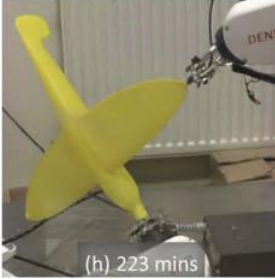


Figure 2.13 Différents exemples d'impression non-planaire à l'aide de bras robots. a) Photographie d'une grande pièce non-planaire imprimée par FFF en PLA par projection cylindrique à l'aide d'un bras robot. Adapté de [108]. b) Comparaison entre un lapin imprimé sans support avec un bras robot (gauche) et le même lapin imprimé à l'aide d'une imprimante cartésienne. Adapté de [110]. c) Impression FFF collaborative entre deux bras robots pour supprimer toute limitation d'angle de dépose du filament. Adapté de [111].

Le Tableau 2.4 récapitule l'état de l'art concernant l'utilisation d'imprimantes cartésiennes et de bras robots pour l'impression non-planaire FFF. Cette méthode permet entre autres d'obtenir des surfaces d'apparence plus lisses, d'obtenir des pièces de grandes dimensions (< 1 m) et d'augmenter la charge maximale des pièces présentant une courbure, mais reste encore principalement utilisée avec des polymères basse température. Les pièces imprimées avec des polymères haute température sont des pièces imprimées avec des buses d'impression plus larges (> 1 mm) qui ne permettent pas de fabriquer des détails fins, ce qui limite par exemple, la fabrication de structures acoustiques nécessitant des extrusions de moins d'un millimètre de large.

Tableau 2.4 Récapitulatif de l'état de l'art concernant l'impression FFF/FGF non-planaire.

Système d'impression	Planaire ou non-planaire	Matériaux	Points d'intérêt	Image	Référence
Cartésienne	Non-planaire	Matériau basse température	Amélioration de la qualité de surface de la pièce Impression non-planaire uniquement sur la surface extérieure		[26]
		ABS	+ 40 % de charge maximale en flexion 3-points Pièces de petites dimensions		[104]
6 axes	Planaire	PAEK	Impression de grande taille Buse très large (FGF)		[112]
	Non-planaire	PLA	Impression de pièce de grande taille (+ 1 m) Projection cylindrique uniquement		[108]
		TPE	Panneau sandwich multi-matériau = semelle orthopédique Courbure très limitée		[82]

Système d'impression (suite)	Planaire ou non-planaire (suite)	Matériaux (suite)	Points d'intérêt (suite)	Image (suite)	Référence (suite)
6 axes	Non-planaire	PEEK-CF	Impression de grande taille Géométrie simple (nid d'abeille à couche d'épaisseur constante) Buse très large (FGF)		[114]
12 axes	Non-planaire	PLA	Collaboration entre deux bras robots Impression d'une coque vide sans aucun support		[111]

2.5 Récapitulatif de la revue de littérature

La possibilité d'utiliser des PRHT comme le PEEK renforcé aux fibres courtes de carbone pour la FFF permet d'envisager son utilisation pour des applications industrielles grâce à l'augmentation des propriétés mécaniques et une meilleure résistance à la température en comparaison à des polymères basse température. Cependant, les imprimantes FFF capables d'utiliser de tels matériaux doivent être équipées de systèmes de chauffage afin de limiter la déformation des pièces fabriquées.

Les panneaux sandwich sont des structures constituées de deux plaques entre lesquelles est insérée une âme de densité plus faible. On les retrouve fréquemment dans de nombreux domaines tels que l'aéronautique, où ils assurent une fonction de support de charge et d'isolation acoustique, par exemple grâce à l'insertion de RH dans l'âme des panneaux ou l'impression de micro-treillis. Grâce à l'impression FFF, il est désormais possible de fabriquer l'âme ou le panneau entier avec des géométries inédites afin d'obtenir des propriétés mécaniques ou acoustiques plus intéressantes qu'avec des panneaux sandwich classiques. Cependant, l'impression FFF planaire (où les couches sont déposées l'une sur l'autre selon un axe vertical) restreint la fabrication de certaines géométries, donc la surface extérieure serait courbée.

La fabrication additive non-planaire, qui consiste à utiliser de manière simultanée au moins trois axes, permet de déposer des couches de matériaux non plus seulement selon un axe vertical mais selon la courbure de la pièce souhaitée. Cela est possible avec une imprimante 3D à trois degrés de liberté mais l'utilisation d'un bras robot à 6 degrés de liberté permet notamment de se libérer des contraintes liées à la position de la tête d'impression, qui peut cette fois pivoter pour être toujours normale à la surface d'impression. Une nouvelle manière de préparer les fichiers d'impression est alors nécessaire.

Utiliser l'impression non-planaire permet d'améliorer l'état de surface des pièces ainsi fabriquées mais également leurs propriétés mécaniques. Cependant, il n'existe pas encore de méthode fiable pour imprimer des structures sandwich en PRHT de manière non-planaire par FFF.

CHAPITRE 3 OBJECTIFS ET ORGANISATION DE LA THÈSE

3.1 Identification du problème

La fabrication additive non-planaire de panneaux sandwich en PRHT pourrait se montrer particulièrement intéressante pour fabriquer des structures acoustiques efficaces pour atténuer le bruit des moteurs d'avion. Cependant, certains verrous scientifiques demeurent, notamment :

- Il n'existe pas de panneau sandwich imprimé en 3D capable d'atténuer le son entre 600-1100 Hz dont les performances en flexion ont été mesurées.
- Des panneaux sandwich imprimées par FFF en PEEK et en PEEK renforcé plus longs que 3 cm n'ont jamais été imprimés et soumis à des tests de flexion 3-points.
- Aucun panneau sandwich imprimé par FFF avec des PRHT de manière non-planaire grâce à une plateforme robotisée 6-axes et une buse d'impression de diamètre faible ($< 0,5$ mm) n'a jamais été fabriqué.

3.2 Objectifs de recherche

L'objectif principal de cette recherche est de concevoir, d'imprimer et de caractériser un panneau sandwich multifonctionnel en PRHT plaçable sur le carter d'un moteur d'avion. Le panneau doit absorber le son entre 600-1100 Hz (pour correspondre aux critères de réduction de bruit attendus), tout en possédant certaines caractéristiques géométriques et être imprimé de manière non-planaire. Les objectifs spécifiques de cette recherche sont les suivants :

- I. **Concevoir une preuve de concept de panneau sandwich multifonctionnel imprimé par FFF en polymères basse température et les caractériser mécaniquement et acoustiquement.** Cet objectif a pour but de concevoir un panneau sandwich en PLA possédant des capacités d'atténuation du bruit entre 600-1100 Hz et de comparer son absorption acoustique à celles d'un panneau imprimé dans des conditions similaires mais contenant des cellules hexagonales, puisque c'est la géométrie d'âme classiquement utilisée pour ce genre de panneau. La rigidité et la charge maximale supportée des deux panneaux sont comparées lors d'essais de flexion 3-points.
- II. **Caractériser mécaniquement des panneaux sandwich multifonctionnels imprimés par FFF en PRHT.** Cet objectif a pour but de comparer la rigidité de panneaux

imprimés avec différentes géométries de peaux supérieures et d'âmes ainsi que des âmes en PRHT renforcées et non renforcées lors d'essais de flexion 3-points.

- III. **Imprimer un panneau multifonctionnel non-planaire en PRHT à l'aide d'une plateforme robotisée 6-axes.** Cet objectif a pour but de développer un système 6-axes capable d'imprimer des pièces non-planaires en PRHT et de vérifier l'avantage d'un tel système sur la qualité de surface et la rigidité des pièces ainsi réalisées, en plus d'imprimer une preuve de concept d'un panneau non-planaire multifonctionnel en PRHT.

3.3 Organisation de la thèse

Les principaux résultats de recherche de cette thèse sont présentés sous la forme de deux articles revus par les pairs, l'un publié, et l'autre soumis, ainsi que d'un chapitre additionnel, correspondant aux chapitres 4, 6 et 5 et répondant aux objectifs spécifiques I, III et II, respectivement.

Le chapitre 4 présente en anglais l'article intitulé "*Material extrusion additive manufacturing of multifunctional sandwich panels with load-bearing and acoustic capabilities for aerospace applications*". Dans ce travail, un panneau sandwich multifonctionnel composé de multi-résonateurs de Helmholtz imprimé par FFF en PLA a montré de meilleures performances acoustique et mécaniques en flexion 3-points que des panneaux sandwich imprimés par FFF en PLA de même densité mais garnis de cellules hexagonales. Cet article a été publié dans Additive Manufacturing (<https://doi.org/10.1016/j.addma.2022.103344>) le 5 janvier 2023. L'objectif de ce journal est de rendre compte les dernières avancées en fabrication additive. Ce travail a pu être effectué grâce à l'aide de M. Filippo Iervolino pour le concept du panneau. Le Dr. Rouhollah Farahani a supervisé les travaux de la chaire, les Profs. Daniel Therriault et Martin Lévesque ont supervisé les recherches et la rédaction de l'article et Dr. Nicola Piccirelli, en tant que partenaire industriel, a fourni des conseils techniques. Les expériences, l'analyse des données et l'écriture de l'article ont été réalisés par la candidate.

Le chapitre 5 présente la comparaison des performances en flexion de plusieurs panneaux sandwich obtenus par FFF. La rigidité d'un panneau imprimé en PEEK renforcé avec des fibres de carbone avec des peaux pleines et un cœur en nid d'abeille a été comparée à des panneaux possédant une peau supérieure en micro-treillis et à d'autres panneaux dont l'âme a été imprimée avec du PEEK

pur lors d'essais en flexion 3-points. Les expériences et l'analyse des données ont été faites par la candidate.

Le chapitre 6 présente en anglais l'article intitulé "*Non-planar material-extrusion additive manufacturing of multifunctional sandwich structures using carbon-reinforced polyetheretherketone (PEEK)*". Dans ce travail, un panneau sandwich multifonctionnel a été fabriqué par FFF à l'aide d'une plateforme robotisée 6-axes avec des PRHT. La qualité de l'impression a été démontrée, ainsi que l'avantage de la fabrication non-planaire par rapport à l'impression planaire. Cet article a été soumis au Additive Manufacturing le 18 septembre 2023. Le contenu de l'article présenté ci-dessus rentre dans le domaine du journal, qui est de mettre en avant les dernières avancées en fabrication additive. Ce travail a pu être effectué grâce à l'aide de M. Mathieu Verville pour la conception et la construction de la chambre chauffante et M. Gabriel Chenier pour produire le parcours d'outil non-planaire et assister Mme Juliette Pierre pendant les impressions. Le Dr. Rouhollah Farahani a supervisé les travaux de la chaire. Les Profs. Daniel Therriault et Martin Lévesque ont supervisés les recherches et la rédaction de l'article. Le Dr. Nicola Piccirelli, en tant que partenaire industriel, a fourni des conseils techniques. Les expériences, l'analyse des données et l'écriture de l'article ont été réalisés par la candidate.

CHAPITRE 4 ARTICLE 1: MATERIAL EXTRUSION ADDITIVE MANUFACTURING OF MULTIFUNCTIONAL SANDWICH PANELS WITH LOAD-BEARING AND ACOUSTIC CAPABILITIES FOR AEROSPACE APPLICATIONS

Juliette Pierre, Filippo Iervolino, Rouhollah D. Farahani, Nicola Piccirelli, Martin Lévesque, and Daniel Therriault

¹Laboratory for Multiscale Mechanics (LM²), Department of Mechanical Engineering, Research Center for High Performance Polymer and Composite Systems (CREPEC), Polytechnique Montréal, Montréal, Canada

²Safran Composites, Itteville, France

Publié dans Additive Manufacturing le 5 Janvier 2023

Abstract

Reducing the noise produced by airplane engines is a significant challenge for the aerospace industry. In the present work, we investigate the design and fabrication of an acoustic sandwich panels featuring wider sound-absorbing performance compared to the currently employed technologies (e.g., perforated honeycomb cell sandwich panels). The use of material extrusion additive manufacturing (MEAM) enables us to create panels in one manufacturing step with complex geometry. The developed multifunctional (i.e., mechanical and acoustic) sandwich panels, which is based on the combination of five Helmholtz resonators, demonstrates an absorption spectrum over 517 Hz when measured with an impedance tube. The developed acoustic design, named Trapezoidal Compact (TC) sandwich, has an acoustic spectrum with more than 90% of absorption, comprised between 643 Hz and 1160 Hz. Three-point bending tests revealed that the stiffness of the sandwich panels with the TC geometry is up to ~10% higher than those of the panels with a standard hexagonal honeycomb (HC) structure, additively manufactured with the same mass and wall thickness. The design developed in this work will contribute to the improvement of additive manufacturing process of multifunctional structures for aerospace applications.

Keywords

Additive manufacturing, FFF, Helmholtz resonator, multifunctional structures, sandwich panels

4.1 Introduction

Along with weight reduction, noise pollution has been targeted as a crucial improvement factor for the future of aviation by international organizations [1]. Indeed, airplanes are among the noisiest nuisances people have to deal with in their everyday lives [115]. The noise emitted by airplanes can be divided in two categories: emissions by airframes [116] and emissions by engines. In this study, we focus on the latter, which represents the most important noise source, spreading over a few thousand Hertz [3]. Different types of structures have already been studied to decrease this pollution. For example, porous structures such as microscavolds [90] and microlattices [117] have demonstrated properties to reduce engine noise down to 90% in the frequency range of 2000-3000Hz. However, between 500 Hz and 1200 Hz, no solution combining an absorption band of several hundred of Hertz and an absorption above 90% has been found yet. Micro perforated plates and Helmholtz resonators (HRs) have demonstrated >90% of absorption between 500-1500 Hz but the absorption range is usually very narrow (i.e., ~100-200Hz wide) [118], [119]. An HR is composed of a cavity with a volume V_c , a cylindrical neck with a length L_n and a diameter D_n . These parameters determine the natural frequency of its resonating chamber [91]. The natural frequency of the resonator f_r , can be found by:

$$f_r = \frac{c}{2\pi} \sqrt{\pi D_n^2 / V_c L_n} \quad (3.1)$$

where c is the speed of sound in the medium of interest.

The shape of the cavity of the resonator does not intervene in Equation (1). It does not impact the natural frequency as long as the cavity length is longer than the neck diameter and that the width and depth of the cavity have the same order of magnitude [120].

HRs have already been included in sound-absorbing acoustic sandwich panels to reduce the noise emitted by aircraft engines [2]. They are usually placed on fan cases, which are the cylindrical structures around the engines. These sandwich panels are typically constituted of a hexagonal honeycomb core and two skins. Although a honeycomb pattern is repeatable and relatively easy to produce at a large scale through folding [75], the fabrication of a honeycomb sandwich panel

requires additional steps such as manufacturing of the face sheets and the core separately and their assembly [121]. The upper skin must also be perforated before assembly to add the HRs sound-absorbing functionality to the empty cells located in the core of the sandwich structure [92]. It is then impossible to create a panel in one step of fabrication with conventional folding methods since the core and the face sheets are produced in two very distinct ways. In addition, with this method, every cavity has the same dimensions and geometry. With a hexagonal honeycomb configuration with identical cell sizes and skin holes diameters, all the HRs absorb only one frequency of noise. However, combining different HRs can widen the absorption peak, up to a few hundred Hertz [92]. A common technique is to stack one panel on another panel, each with a different perforation size [94]. The main drawback of this stacking method is the increase of thickness and weight of the panel, while still absorbing a relatively narrow acoustic spectrum. However, creating a greater variety of cavities on one layer of a panel would be less repeatable than regular hexagonal honeycombs and therefore more difficult to manufacture through folding or any conventional type of fabrication.

Material extrusion additive manufacturing (MEAM), and more precisely Fused Filament Fabrication (FFF), consists in the layer-by-layer deposition of a hot extruded thermoplastic-based filament through a nozzle of a precise diameter [122]. Many types of thermoplastic (neat or reinforced) filaments can be used [123] [124], such as Polylactic Acid (PLA) [125], Acrylonitrile Butadiene Styrene (ABS) [67], carbon reinforced Nylon [126] or Polyetherimide (PEI) [127]. Using the FFF process, sandwich panels can be printed in a single step of fabrication [128]. Sandwich panels are very frequently used for aerospace structures due to their good mechanical properties in bending [129]. Several sandwich panels have already been crafted with AM. For example, different sandwich panels with truss-like lattices core have been printed with PLA and tested under 3-point bending [68]. Additively manufactured sandwich panels made of ULTEM9085 (PEI) have also been tested under 4-point bending: a degradation of the mechanical bending properties has been observed with the thinning of the walls of the panel [81]. A 60 mm-thick 3D-printed panel combining 4 HRs and 8 double HRs has achieved a 900Hz wide absorption range (i.e., between 450 Hz–1360 Hz) due to the creation of double HR through AM but has not been submitted to mechanical testing; concluding that AM is an alternative method to manufacture the panels, featuring complex core designs with several combined HR geometries for optimal

sound-absorbing performance [97]. A perforated and corrugated honeycomb sandwich panel has been simulated for its acoustic and load-bearing capabilities but has not been manufactured [99].

Table 4.1 sums up the several additively manufactured sandwich panels with bending mechanical or acoustic properties cited above. The reported FFF printed panels have been designed for their bending mechanical properties or their sound-absorbing functionality (i.e., acoustic performance). However, to the best of the authors' knowledge, none of the works have explored the manufacturing of the two functionalities for sandwich panels, i.e., acoustic performance and enhanced flexural properties, simultaneously.

Table 4.1 Summary of the main additively manufactured sandwich panels that are optimized either for their bending or for their acoustic performances.

Functionality	Type of the panel	Material	Main	Author
Acoustic	Simulation	-	Perforation on the upper skin and the core; 500-1000 Hz absorption range above 75% (mechanical performances in bending due to the honeycomb core)	Tang et al. [99]
			Combination of 9 HR; 600-1100 Hz absorption range above 90%	Peng et al. [92]
	FFF	PLA	Combination of 4 HR and 4 double HR; 450-1350 Hz absorption range above 80%	Liu et al. [26]
Mechanical	FFF for the core	PLA	Bending test = mechanical properties depend on the shape of the core	Azzouz et al. [68]
	FFF for the whole panel	PLA	Bending = printing direction and shape of the core impact mechanical performances	Sarvestrani et al. [128]
		PEI	Bending = the skin/core interface quality decreases with the wall thickness decrease	Bagsik et al. [81]

In this work, we investigated a design for the geometry of sandwich panels featuring a wide range sound-absorbing acoustic performance at low frequencies while maintaining flexural mechanical properties, when compared to 3D printed honeycomb sandwich panels. Our designed sandwich panel contains a combination of several HRs of different volumes in its core. In addition to its acoustic performance, the flexural mechanical performance of the sandwich panel under 3-point bending was compared to that of a 3D printed honeycomb sandwich panel, also in PLA, to verify that the geometry used would not adversely affect the mechanical performance of the panel in bending.

4.2 Materials and methods

4.2.1 Geometrical design of the acoustic sandwich panel

A structure named Trapezoidal Compact (TC) containing 5 HRs was designed using CATIA V5, as shown in Figure 4.1a). The 5-HR unit was chosen as a square to create a repeatable pattern for a sandwich panel, as shown in Figure 4.1b). The thickness of the core and the skins was fixed to 30 mm and 3 mm, respectively.

The dimensions of the holes were computed with Equation (1) to obtain an absorption peak every ~ 125 Hz, to obtain peaks close enough to create a continuous spectrum with an absorption above 90% [92], [97]. Acoustic specimens were adapted from the square 5-HR unit using CATIA V5 to cylindrical specimens with a diameter of 30 mm to fit in the available acoustic test equipment. The thickness of the walls of the acoustic specimens was set at 0.8 mm. The pattern was repeated twice in the width direction and four times in the length direction to create the sandwich panel having dimensions of 205 mm $\times$ 76 mm $\times$ 36 mm, so that it complied with the requirements of the ASTM D7250 standard for bending testing, as shown in Figure 4.1d).

A hexagonal honeycomb (HC) sandwich panel was also created using CATIA V5 to compare the mechanical and acoustic performance of the TC panel. The HC panel had the same density, the same overall dimensions, and the same wall thickness as the TC panel. The volume of its cavities, all identical, was not chosen but dictated by the density of the panel. An acoustic specimen was created for the HC geometry. It contained only one honeycomb extracted from the sandwich panel to test the absorption of one HR at a time.

For each TC and HC configuration, two different designs were created: one with 0.8 mm thick walls and one with 0.4 mm thick walls, to relate the stiffness and maximum supported load against the weight of the panels. The holes of the upper skin were removed for the mechanical tests so that the two types of panels had similar skins and since we are mainly interested in comparing the flexural performance of the two different types of cores.

4.2.2 3D printing of the acoustic specimens and the sandwich panels

The acoustic specimens were printed using a 0.4 mm FFF nozzle fed by PLA filaments so that two filaments printed side by side created a ~ 0.8 mm wall thickness. In addition to the acoustic specimens, three sets of sandwich panels were printed. Each set was constituted of a TC sandwich

panel and of its HC counterpart, with the same overall size and weight. A 0.4 mm nozzle was used to print one set of 0.4 mm thick walls and one pair of 0.8 mm thick walls by extruding two 0.4 mm filaments. A 0.8 mm nozzle was used to print the last set of 0.8 mm thick walls. Table 4.2 summarizes the different types of sandwich panels printed. The terminology of the different panels is defined by [type of geometry][identification of the size of the nozzle]×[number of filaments to create the thickness of the wall]. For example, the nominal thickness of the wall of TC4×1 is 0.4 mm and that of HC4×2 is 0.8 mm.

Table 4.2 Geometrical specification of each configuration of the printed panels.

Name of samples	Type of samples		Wall thickness (mm)	Nozzle diameter (mm)
	TC	HC		
	TC4×1	HC4×1	0.4	0.4
	TC4×2	HC4×2	0.8	0.4
	TC8×1	HC8×1		0.8

The specimens were printed using a Raise3D Pro2 3D printer and PLA Raise 3D premium material. Simplify3D was the software used to slice the parts to print. The printing and the bed temperatures were 210°C and 60°C, respectively. The printing speed was 60 mm/s, the extrusion multiplier was 0.9 and the extrusion width was set to 0.4 mm for the nozzle having a diameter of 0.4mm and to 0.8 mm for the nozzle having a nozzle of 0.8 mm. The layer thickness was set to 0.2 mm for all panels. The filling was 100% and one outline perimeter was printed. The G-code was generated from Simplify3D.

4.2.3 Printed part inspection

A reference CAD model of the targeted diameter holes was created using CATIA V5 to verify the accuracy and repeatability of the printing process. The reference CAD model had a rectangular shape of 10 mm by 41.5 mm featuring 6 holes of different diameters (1 mm, 1.5 mm, 2 mm, 2.5 mm, 3 mm and 3.5 mm). This CAD model was printed 5 times with a nozzle of 0.4 mm and a nozzle of 0.8 mm. The printing parameters used to print the sandwich panels were the same used here. A verification of the dimensions was made with an optical microscope. Two measures per holes are used to determine the diameter of one specific hole. The printing time of each panel was recorded, and all printed panels were weighted with a scale precise to 0.1 gram.

The printing quality was also assessed through the use of an Olympus SZX12 stereo microscope. Pieces of the different panels were analyzed under the optical microscope to assess the quantity of defects on the printed surfaces. Pictures and measurements were made using the software Image-Pro Plus 7.0.

4.2.4 Acoustic testing in an impedance tube

The acoustic specimens were tested using an impedance tube having a diameter of 3 cm equipped with two microphones. The tests were conducted in accordance with ASTM E1050 standard. The specimens were placed in a tube and frequencies between 80 Hz and 6500 Hz were emitted at the entrance by the speaker. The two microphones measured the sound absorbed by the specimen. The software INTAC was used to launch the test and record the data. A piece of tape was placed on the holes that were not tested to obstruct them, when testing the acoustic performance of a specific HR contained in a 5HR cell.

4.2.5 Three-point bending testing

Three point bending testing was conducted using an MTS INSIGHT (Eden Prairie, USA) machine equipped with a 50 kN load cell. The span length was 15.6 cm and the crosshead speed was 5 mm/min. Three specimens for each panel configuration were tested. The effect of the wall thickness, of the core geometry and of the filament size for three-point bending mechanical properties were investigated. The stiffness of each type of panel was computed through a linear regression of the load displacement curves. For each type of panels, 160 points of measure are chosen: between 0.75 mm and 2.10 mm of displacement for the panels with a core thickness of 0.8 mm and between 0.4 mm and 1.75 mm of displacement for the panels with a core thickness of 0.4 mm. The R^2 coefficient was found higher than 0.998.

4.3 Results and discussion

4.3.1 Design of sandwich panel

Figure 4.1 shows the acoustic design of the TC structure as a square cell featuring five HRs which were used to fabricate the cylindrical acoustic testing specimens and the rectangular sandwich panels. The acoustic unit was composed of four trapezoidal hollow shapes and confined by an

external wall that created the fifth larger cavity. The perforated skin with 5 holes on top behaved as the neck of the HRs. Figure 4.1a) shows a schematic of one trapezoidal cavity topped by a perforated wall. In Figure 4.1b), the 4 trapezoidal cavities are identical but alternately turned upside down. Fillets of 2 mm on both sides of each trapezoidal shape were added to improve the adhesion between the core and the skins of the panels. The 3 mm-thick skins were added above and below the four trapezoidal cavities, and two walls were added on the sides to enclose the fifth cavity. Figure 4.1c) shows a unit of the TC panel consisting of the 5 HRs, printed without the skin and with a 0.4 mm wall thickness. Figure 4.1d) shows the schematic of the sandwich panel obtained after the replication of the 5-HR unit, identified with dotted lines. Figure 4.1e) represents a TC panel having a length of 12 cm, printed with a 0.4 mm nozzle to achieve a 0.8 mm wall thickness, with the upper skin partially printed to expose the cavities inside. Figure 4.1f) shows a TC acoustic specimen with the perforated skin and Figure 4.1g) shows a similar specimen without its top skin. Figure 4.1h) represents a HC panel, used as a reference to compare with the TC panel.

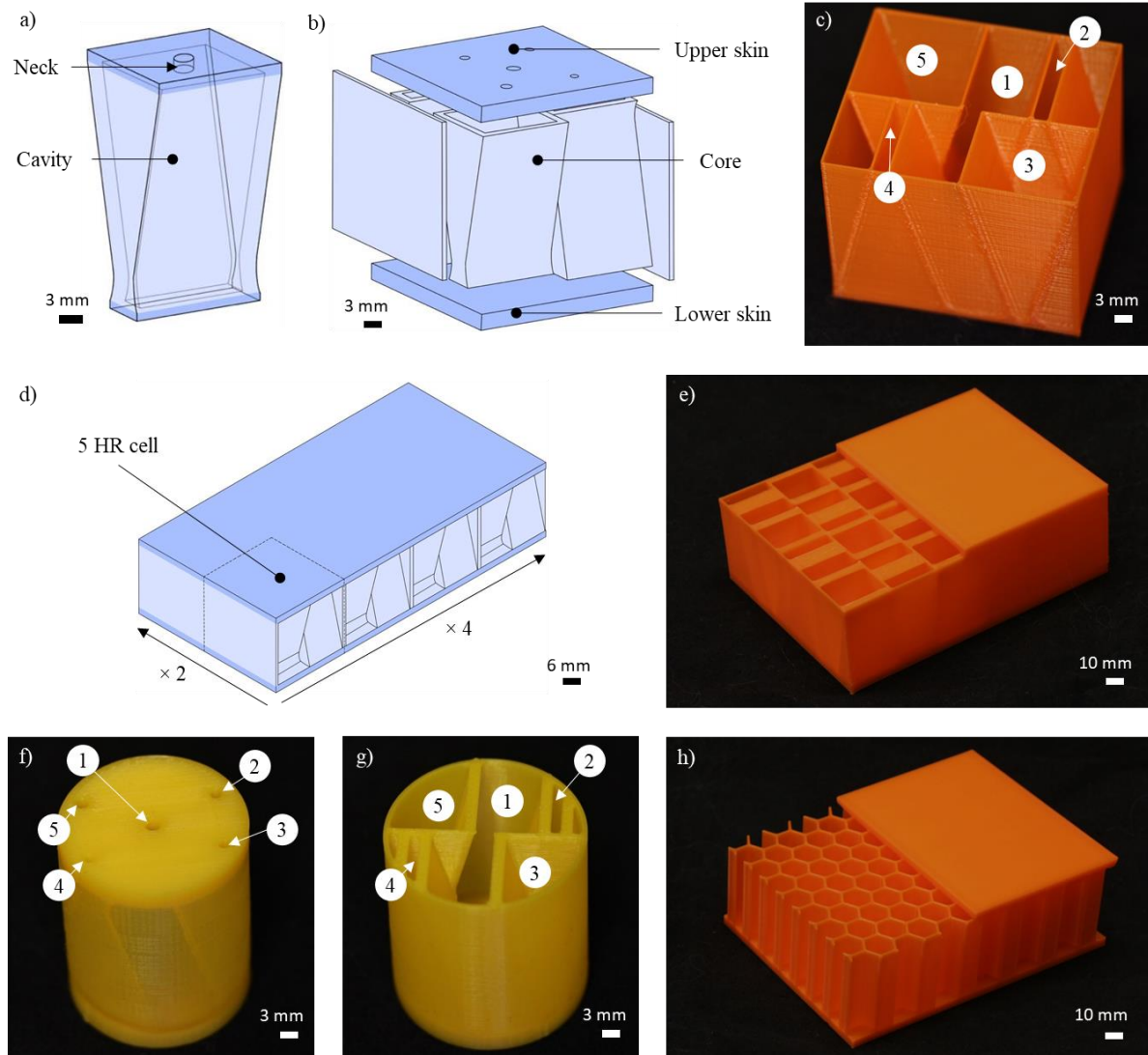


Figure 4.1 Geometry of the TC acoustic specimen and TC and HC sandwich panels: a) Schematic of one of the hollow trapezoidal shapes acting as a HR, b) Schematic of the 5-HR acoustic cell, constituted of the four hollow trapezoidal shapes and the walls forming a fifth cavity, c) Picture of a cell of 5 HRs without the perforated skin (3D printed with PLA and 0.4 mm thick walls), d) Schematic of a sandwich panel with a highlighted 5-HR cell, e) Picture of a TC sandwich panel; the upper skin is partly removed to display the core with the geometry (3D printed with PLA and 0.8 mm thick walls), f) Picture of an acoustic specimen containing 5-HR cavities with each perforation identified from 1 to 5 with the perforated upper skin (3D printed with PLA and 0.8 mm walls thickness), g) Picture of a similar specimen without the upper skin and each cavity identified from 1 to 5, h) Picture of an HC sandwich panel; the upper skin is partly removed to display the core with the geometry (3D printed with PLA and 0.8 mm walls thickness).

4.3.2 Printed parts inspection and improvements

Table 4.3 compares the diameters of the holes printed with a nozzle having a diameter of 0.4 mm and a nozzle having a diameter of 0.8 mm, and the diameter of the holes of the reference CAD model. The relative difference between the diameter of the holes of the reference CAD model and the measured diameters of the printed holes is also expressed. Figure 4.3a) shows the CAD model. Figure 4.3b) shows a specimen printed with a nozzle having a diameter of 0.4 mm and Figure 4.3c) a specimen printed with a nozzle having a diameter of 0.8 mm. When using a nozzle having a diameter of 0.4 mm, the relative difference between the CAD model and the actual specimen is smaller than 1% for the hole diameters ranging from 1.5 to 3.5 mm. The printed hole with a diameter of 0.86 mm is 14% smaller than the reference CAD model of 1 mm. Using a nozzle having a diameter of 0.8 mm, the diameters ranging from 1.5 mm to 3.5 mm have less than 4% of relative difference with respect to the dimension of the CAD model. The hole of 1 mm of diameter on the CAD model is ~ 24% smaller once printed with a nozzle having a diameter of 0.8 mm. The 95% confidence interval is generally smaller for the holes produced with a nozzle having a diameter of 0.4 mm than for the holes created with the 0.8 mm nozzle. Thus, using a nozzle having a diameter of 0.4 mm provides more accurate and more repeatable holes dimensions than using a nozzle having a diameter of 0.8 mm to print holes having nominal diameters ranging from 1 to 3.5 mm. When looking for the print of a hole with a diameter of 1 mm, the hole in the CAD file should be adjusted with a diameter accounting for the size reduction between the CAD file and the manufacturing of the part (a printed hole will be 86% smaller than in the CAD file with a nozzle having a diameter of 0.4 mm and 77% smaller with a nozzle having a diameter of 0.8 mm).

Table 4.3 Comparison between the dimension of the holes of the CAD model and the printed specimens with a nozzle having a diameter of 0.4 mm and a nozzle having a diameter of 0.8 through optical measurements with the targeted diameter to printed diameter ratio and their 95% confidence interval (five specimens per category, two optical measurements per hole).

Targeted hole diameter (mm)	Nozzle size (mm)			
	0.4		0.8	
	Measured hole dia. (mm)	Ratio (%)	Measured hole dia. (mm)	Ratio (%)
1	0.86 (± 0.02)	85.9	0.77 (± 0.01)	77.5
1.5	1.49 (± 0.01)	99.2	1.45 (± 0.05)	96.4
2	2.01 (± 0.02)	100.4	1.92 (± 0.05)	96

Targeted hole diameter (mm) (continued)	Measured hole dia. (mm) (continued)	Ratio (%) (continued)	Measured hole dia. (mm) (continued)	Ratio (%) (continued)
2.5	2.50 (± 0.02)	100.1	2.46 (± 0.03)	98.3
3	3.02 (± 0.02)	100.7	2.98 (± 0.02)	99.5
3.5	3.51 (± 0.02)	100.3	3.44 (± 0.03)	98.4

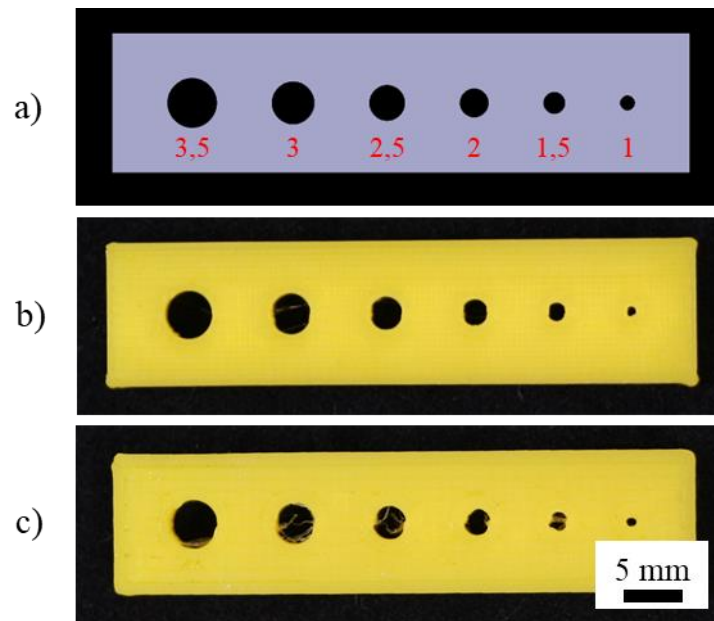


Figure 4.2 Reference CAD model of the targeted diameter holes and the 3d printed specimens a) Reference CAD model of the targeted diameter holes to compare to the performance of the printed holes, with the diameter of the printed holes indicated in mm b) Specimen printed in PLA with a nozzle having a diameter of 0.4 mm, c) specimen printed in PLA with a nozzle having a diameter of 0.8 mm.

Table 4.4 compares the different printing times for each type of sandwich panels, along with their weight. Panels printed with a nozzle having a diameter of 0.8 mm are faster to print, as expected. The printing time of panels 04×1 are in between the printing times of panels 08×1 and panels 04×2, which is also expected since the printing time of the skins is the same as for the panels 04×2 and the printing time of the core is about the same as that of the panels 08×1, since one passage of the nozzle is needed to create a wall. Measurements of the printing time showed that printing one skin with a nozzle having a diameter of 0.4 mm takes 3h30, twice as long as when printing with a nozzle having a diameter of 0.8 mm. The time to print the core is therefore almost the same for all honeycomb panels, suggesting that the travel path generated by Simplify 3D is not optimized for a

single extrusion path to print the core wall. In the case of the TC panels, panels with a single extrusion in the core are printed faster than the TC04×2. Printing the TC panels also is faster than printing their HC counterparts, which could be explained by the fact that HC panels have smaller features to print and TC panels encounter less stop and go during a print. The fabrication time, ranging between ~9 hours and ~20 hours, could be decreased by using a high flowrate printing system [130] or Automated Fiber Placement [131] combined to a FFF system. Even nozzles having diameters larger than 0.8 mm could also be used for the skins to improve the manufacturing process. A more optimized travel path could also reduce the manufacturing time of the core.

Panels with a core wall of 0.8 mm have a weight of ~190g and panels with a core wall of 0.4 mm have a weight of ~150g, meaning that TC panels and their benchmark with honeycomb possess the same density, which was required to compare similar panels for the 3-point bending tests.

Table 4.4 Comparison of printing time and weight of each type of sandwich panels. Printing times have been rounded to the next 5 minutes to account for the heating time variability. The average panels weights are indicated with their 95% confidence interval (three different specimens per type of panels).

Type of panels	Printing duration	Average panel weight (g)
TC08×1	9h15	191,2 (± 1.1)
TC04×2	14h00	189.7 (± 0.2)
TC04×1	13h05	153.1 (± 0.6)
HC08×1	15h50	193.8 (± 0.7)
HC04×2	19h50	190.9 (± 0.9)
HC04×1	19h30	153.2 (± 0.1)

Figure 4.3a) shows a structure printed with a nozzle having a diameter of 0.4 mm with a 2 mm fillet (i) and without fillets (ii). The fillets, of 2 mm of radius, were chosen as the largest fillets before modifying the thickness of the upper skin above the cavities 2 and 4 of Figure 4.1c). Figure 4.3b) shows the surface quality of a section printed for a visual inspection of a TC8×1 (i) and a TC4×2 (ii) panels. The surface of the section of TC8×1 presents small gaps up to 1 mm long in the direction of deposition of the filament, which is less the case with the section of panel TC4×2. When comparing the two sections, the TC8×1 presents approximately 7 times more defects than the TC4×2. A wall printed with two filaments side by side (TC4x2) has a better printing quality

than a wall of the same thickness printed with only one extrusion, when using the same printing speed. However, the printing speed could be reduced to improve the single filament deposition [132]. Indeed, numerous imperfections could decrease the acoustic performance, as the resonator is supposed to be airtight, except for the neck hole [133].

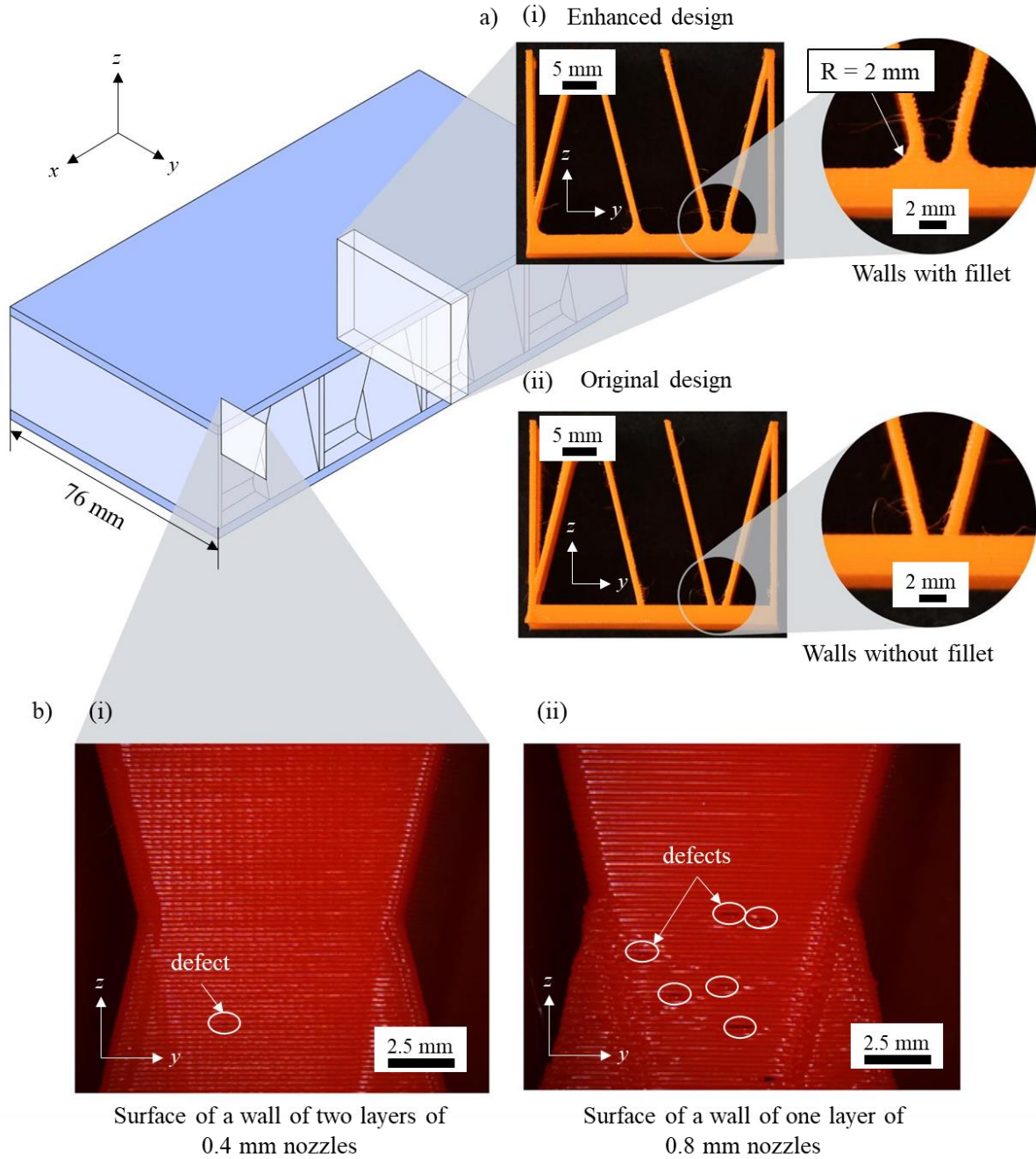


Figure 4.3 Visual inspection of wall sections of the TC panels, where fillets having a radius of 2 mm and printed with a nozzle having a diameter of 0.4 mm improve the printing quality: a) TC structure printed with and without fillets. b) Details of the surface of printed sections TC4×2 and TC8×1 where the section TC8×1 exhibits more printing defects than the section TC4×2.

4.3.3 Acoustic performance

Figure 4.4a) shows the schematic of an impedance tube in which the cylindrical specimens were acoustically tested. Figure 4.4b) shows the drawing of the acoustic TC specimens with the five cavities numbered from 1 to 5. Figure 4.4c) shows the absorption curves of each individual cavity of the TC specimens, when compared to the absorption of the whole multi-resonator (i.e., 5 HRs combined). Five peaks are visible on the general absorption spectrum, corresponding to the five individual absorption peaks for each cavity. As shown in Table 4.5 these five cavities, when individually tested, yielded the following maximum absorptions frequencies: 789 Hz, 889 Hz, 1012 Hz and 1141 Hz for the four identical cavities, due to their different necks diameters, and 651 Hz for the larger central cavity.

However, as the cavities #1 to #4 have the same volume, the decrease of the neck diameter also results in a decrease of the absorption percentage: holes #4, #3, #2 and #1 have a percentage of absorption of 95% at 1141 Hz, 92% at 1012 Hz, 86% at 889 Hz and 79% at 798 Hz, respectively. It was not possible to obtain a high absorption percentage (>90%) at a frequency lower than ~950 Hz using the volume of the first four cavities. The main reason seems to be because the hole is too small to allow a satisfactory functioning of the HR, even if Equation (1) is satisfied. Indeed, this result does not happen with the central cavity: even if it absorbs at the lowest frequency of the full spectrum (i.e., 643 Hz), its volume is approximately 3 times larger than one of the four other identical cavities, enabling its neck diameter to be larger than those in the other HRs.

Although the individual absorption of each peak is not always higher than 90%, they interact together well since the absorption between the peaks on the spectrum of the 5HR configuration is always higher than 90%. The absorption starts increasing at a frequency of approximately 500Hz, reaching 98% at 643 Hz, then stays above 90% until 1160 Hz, where it starts to slowly decrease.

Figure 4.4d) displays the absorption of the central cavity and its HC counterparts, whose neck has been designed to absorb at the same frequency. The absorption of the HC acoustic specimen is lower: 70%, when compared to 98%. This result is due to the dimensions of the HC HR. To obtain TC and HC panels with the same density (characteristic chosen for the mechanical tests), the honeycomb cells had to be small enough to be limited in the reach of lower acoustic frequencies, such as 700 Hz.

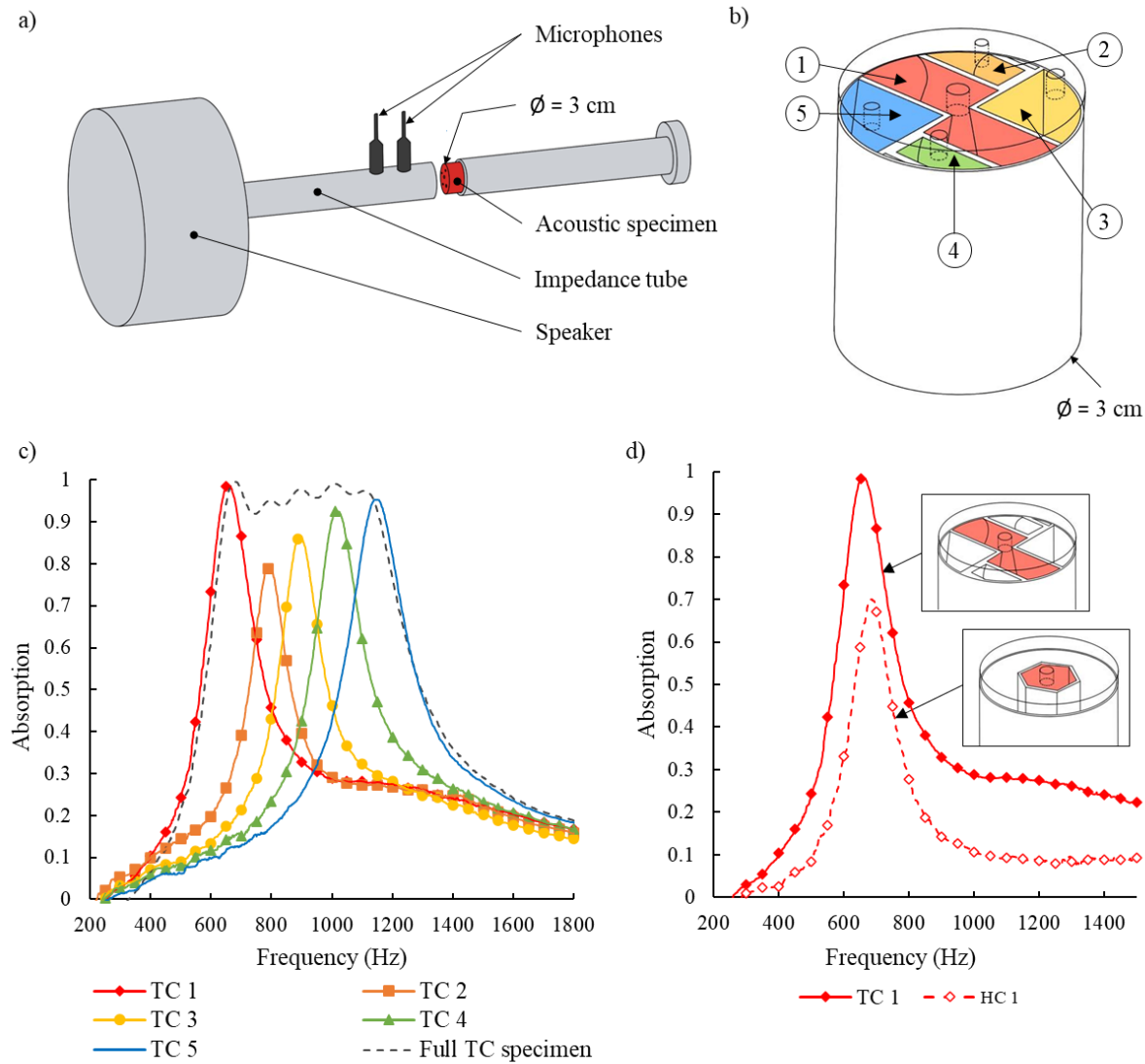


Figure 4.4 Acoustic absorption of TC specimens and comparison with HC specimens. a) Schematic of an opened impedance tube b) TC acoustic specimen with the 5 acoustic cells identified c) Absorption spectrum of each cavity of TC design independently tested and all cavities tested together on a 200-1800Hz range: the global absorption is above 90% between 643-1160 Hz d) Absorption spectrum of the cavity #1 of the TC design and the absorption obtained for a similar frequency with a honeycomb from the HC sandwich panel: the absorption of the TC specimen is 28% higher than the absorption of the HC specimen.

Table 4.5 Maximum absorption of each cavity with the measured dimensions of its hole and its absorption.

	Cavities					
	TC					HC
	1	2	3	4	5	1
Measured neck diameter (mm)	2.87 (± 0.02)	1.71 (± 0.01)	1.81 (± 0.02)	2.28 (± 0.02)	2.51 (± 0.02)	1.72 (± 0.02)
Frequency (Hz)	651	798	889	1012	1141	681
Absorption	0.98	0.79	0.86	0.92	1	0.7

The absorption spectrum obtained in this study has not accounted for the full volume of the cavities of the multi-resonator due to the restricted volume available in the impedance tube. With a larger impedance tube, a unit containing the full volume of all cavities could be tested. To reobtain the same absorption spectrum seen in this paper, the diameters of the five necks would require adjustments: in this case, they would need to be wider, according to Equation (1). With a larger impedance tube, more than 5 HR could also be tested.

For the TC acoustic specimens, the frequency range of absorption higher than 90% is about 517 Hz, between 643 Hz and 1160 Hz, which was the main goal of our design.

4.3.4 Flexural mechanical performance

Two different effects on the 3-point bending mechanical performance of the sandwich panels have been investigated: influence of the design (core wall thickness and core geometry) and influence of a printing parameter (nozzle diameter). Figure 4.5a) shows the schematic of the 3-point bending test: the panel is placed on the two support pins and a force is applied at a constant speed on the sandwich panel through the loading pin until the panel breaks. The 95% confidence intervals are not shown on the graph for clarity purposes. Figure 4.5b) shows the comparison of the average load to displacement ratio in 3-point bending curve before failure for panels TC8×1, HC8×1, TC4×2, HC4×2, TC4×1 and HC4×1. Figure 4.5c) shows the comparison of the highest supported load against the panel weight of TC8×1, HC8×1, TC2×2, HC4×2, TC4×1 and HC4×1, with their 95% confidence intervals. Table 4.6 summarizes the stiffness and the highest supported load of each type of panel.

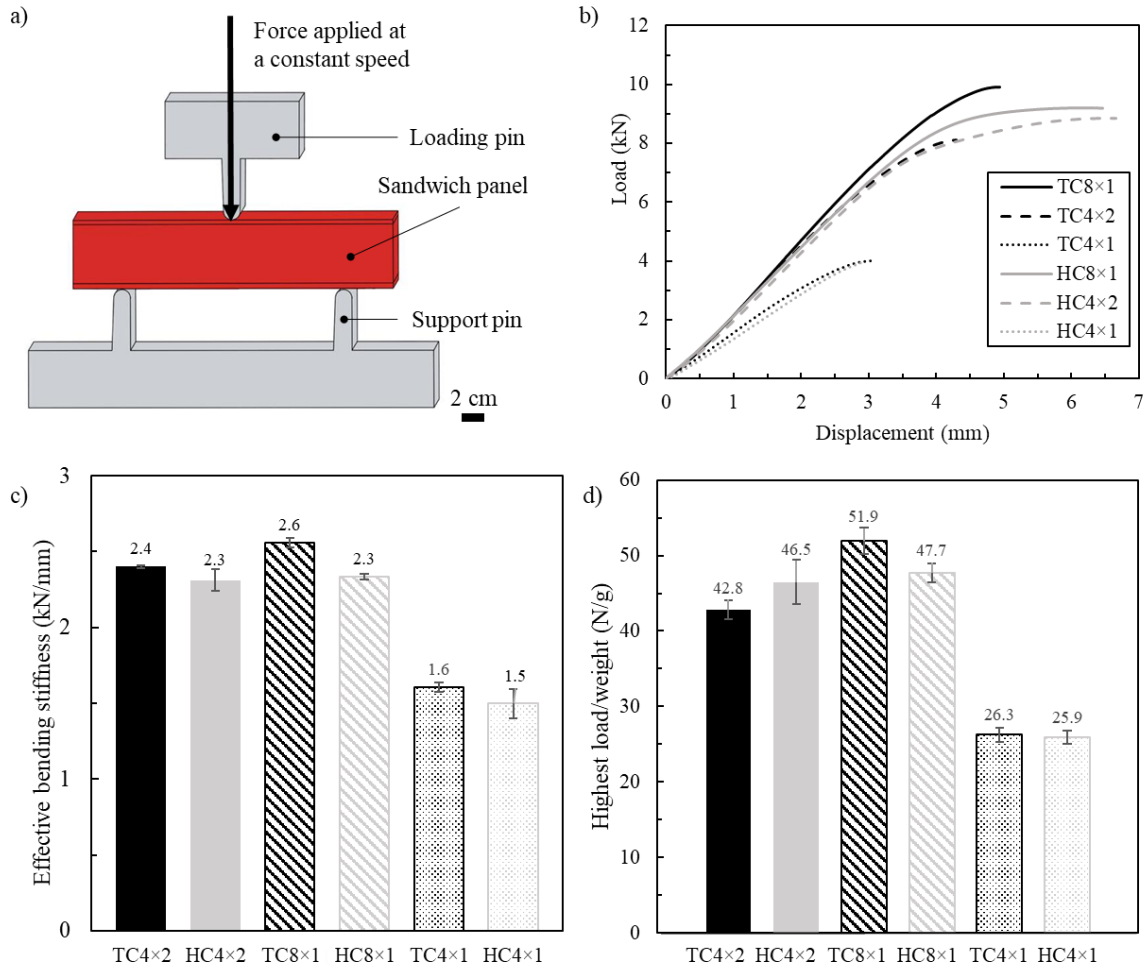


Figure 4.5 3-point bending test results for the various sandwich panels: a) Schematic of the 3-point bending test setup, b) Average load to displacement ratio curves of panels TC8x1, HC8x1, TC4x2, HC4x2, TC4x1 and HC4x1 in 3-point bending, c) Stiffness of the same panels in 3-point bending: the panel TC8x1 has the highest stiffness, d) Comparison of the average highest supported load to weight ratio of the same panels in 3-point bending: the panel TC8x1 has the highest supported load to weight ratio.

Table 4.6 Average stiffness and highest supported load for each type of sandwich panel.

Type of panels	Effective bending stiffness (kN/mm)	Max. load (N/g)
TC08x1	2.6 (± 0.1)	51.9 (± 1.7)
TC04x2	2.4 (± 0.1)	42.8 (± 1.2)
TC04x1	1.6 (± 0.1)	26.3 (± 0.9)
HC08x1	2.3 (± 0.1)	47.7 (± 1.2)
HC04x2	2.3 (± 0.1)	46.5 (± 2.9)
HC04x1	1.5 (± 0.1)	(± 0.9)

4.3.4.1 The effect of core geometry: wall thickness

Figure 4.5c) shows that the stiffness values of panels HC8×1 and TC8×1 are respectively 55.3% and 59.0% higher than those measured for panels HC4×1 and TC4×1. The weight of panels HC8×1 and TC8×1 is only ~25% higher than the weight of panels HC4×1 and TC4×1, according to Table 4.6. Indeed, the skins (~ 108 g in all panels) represent ~56% of panels 8×1 total weight and ~70% in the case of panels 4×1. With the same skins, panels with thinner walls have a lower stiffness than panels with thicker walls. The highest supported load to panel weight ratio is also ~50% higher for panels 8×1 than for panels 4×1.

4.3.4.2 The effect of core geometry: core shape

Figure 4.5c) shows that when tested under 3-point bending, the stiffness obtained for panels TC8×1, TC4×1 and TC4×2 is higher than that for panels HC8×1, HC4×1 and HC4×2, by respectively 9.9%, 3.9% and 7.3%.

This could be explained by the 2 mm-radius fillets added on all TC panels, which is not the case for the HC panels. Fillets enhance core/skin adhesion by increasing the contact surface between them and therefore reducing debonding between the skin and the core. This increase in stiffness could also be due to the core shape itself since the TC panels, in their core, possess walls perpendicular to the loading pin.

Figure 4.5d) shows that the highest supported load of panel TC8×1 is 8.9% higher than that for panel HC8×1. For the other panels, the highest supported load of panel HC4×2 is 9.2% higher than that of panel TC4×2 and the highest supported load of panel TC4×1 is 1.4% higher than that of panel HC4×1, although in these two cases, it is not significant when taking a 95% confidence interval into account.

We can conclude that the TC geometry cores exhibit a higher stiffness than their HC cores counterparts, and when panels are printed with a nozzle having a diameter of 0.8mm, the supported load is significantly higher for the TC geometry, in comparison to the HC geometry.

4.3.4.3 The effect of a printing parameter: nozzles having a diameter of 0.8 mm versus 0.4 mm

The panel TC8×1 has a slightly higher stiffness than that of the panel TC4×2, by 6.7% according to Figure 4.5c). The difference of stiffness of panels HC8×1 and HC4×2 however is not statistically significant. The maximum supported load is 21.3% higher for panel TC8×1 than for panel TC4×2, but this difference is still not statistically significant for panel HC8×1 and panel HC4×2. The difference of stiffness between the TC specimens could be explained by the inclination of the walls in the core: the contact surface of the filaments might then be better in the case of one large filament rather than two thinner ones, explaining the difference of stiffness and supported load for the TC specimens, a phenomenon not observed for the HC specimens.

The TC8×1 panel exhibits the highest supported load. It is also the fastest panel to print: it takes 33% less time to produce than panel TC4×2 and 42% less time than panel HC8×1. Although a nozzle having a diameter of 0.4 mm would provide more accurate dimensions for the acoustic features, a nozzle having a diameter of 0.8 mm is precise enough to print the holes in the panel skins (the diameter of the holes varies of 0.05 mm in its worst case).

The designed panels are efficient for large broadband sound absorption below 1000 Hz and could be tuned for other frequencies reachable with HR, depending on the applications. The downsides of these panels, their weight and their consequent time of manufacturing, could be addressed by several improvements. The use of thinner nozzles, such as 0.2 mm, to print thinner walls in the core, and a choice of high temperature reinforced polymers, could increase the mechanical performances of the material used in the panels and compensate the thinning of the walls, while decreasing the panel weight.

4.4 Conclusion

A wide noise absorption spectrum of ~517 Hz between 643 Hz and 1160 Hz was achieved using a combination of 5 additively manufactured Helmholtz resonators featuring tapered and compact cavities. The acoustic and mechanical performance of 3D-printed TC sandwich panels were compared to a benchmark configuration consisting of a 3D-printed sandwich panel with a standard honeycomb core. The TC panels were better both mechanically and acoustically, when compared to the HC panels. The TC panels were also able to reach a low frequency with a high absorption

(651 Hz with 98% of absorption), which was not possible with the HC panel, due to the volume of its cells. The TC panel printed with a nozzle having a diameter of 0.8 mm showed a stiffness higher by ~10% than its benchmark panel with a honeycomb structure of s similar mass.

Further work involving the use of high-performance reinforced thermoplastics (e.g., high temperature-resistant materials) instead of PLA will be undertaken to achieve higher mechanical properties, making this type of acoustic panels interesting for the aerospace industry or any industry requiring the production of acoustic panels with load-bearing capacities. Reducing the fabrication time, as well as decreasing panel weight are also key manufacturing parameters to investigate.

Acknowledgements

The authors acknowledge the technical assistance of Mr. Josué Costa Baptista for the Kundt tube measurements. We also acknowledge the financial support from the FACMO Chair supported by the Natural Sciences and Engineering Research Council of Canada (NSERC, CRDPJ 514761-1), and Safran Group (France).

CHAPITRE 5 CARACTÉRISATION MÉCANIQUE DE PANNEAUX SANDWICH EN PRHT IMPRIMÉS PAR FFF

5.1 Mise en contexte

Le 4 a permis de développer une preuve de concept de panneau sandwich possédant une structure acoustique capable de résister à la flexion 3-points aussi bien que le panneau de référence auquel il était comparé. Cependant, ces essais ont été effectués en utilisant du PLA, un matériau facile à mettre en forme par FFF du fait de sa basse température de fusion mais dont l'utilisation n'est pas envisageable pour l'industrie aéronautique. Comme évoqué dans le chapitre 2, le PEEK renforcé semble être un meilleur candidat, mais a été peu testé dans des panneaux sandwich produits par FFF jusqu'à présent.

De plus, même si le panneau développé dans le chapitre 4 est capable d'absorber le son sur 500 Hz, les trous dans sa peau supérieure présentent deux problèmes majeurs :

- Du point de vue de la fabrication, afin que les trous soient imprimés correctement, les panneaux doivent être imprimés à l'envers, c'est-à-dire que la peau perforée est en contact avec le lit de l'imprimante 3D afin que les filaments soient entièrement supportés. Cela rend impossible la FFF de ce panneau sur une surface comme le carter d'un avion. En effet, il faudrait imprimer le panneau à l'envers puis le retourner et le coller sur la surface. Modifier sa géométrie pour que les trous soient supportés modifierait les performances acoustiques du panneau et l'alourdirait. Imprimer avec des supports solubles rajouterait une étape de post-traitement à l'impression et il serait difficile de pouvoir évacuer correctement le solvant accumulé dans les cavités.
- Du point de vue de l'utilisation dans un moteur d'avion, le fait d'avoir des diamètres de trous différents à la surface du fan-casing perturberait l'écoulement de l'air. De plus, il est prévu de déposer du matériau abradable sur la peau supérieure du panneau, ce qui boucherait probablement les trous. Les matériaux abrasables sont utilisés dans l'industrie aéronautique comme matériau sacrificiel déposé sur le carter des moteurs d'avion. Cela permet de s'assurer que l'espace entre les pales du moteur et du carter est minimal afin d'optimiser la consommation de carburant du moteur.

Une nouvelle piste est alors envisagée : remplacer les trous de la peau supérieure par des micro-treillis. En effet, comme vu dans le chapitre 2, ces structures permettent également d'atténuer le bruit. De plus, en déposant le matériau abradable également sous la forme de micro-treillis, il serait possible de le superposer avec les micro-treillis du panneau FFF afin de ne pas boucher les cavités. Dans ce chapitre, la rigidité d'un panneau avec une peau supérieure en micro-treillis sera évaluée, avec un taux de remplissage à 50 % et à 75 %. De plus, les conséquences du remplacement du PEEK renforcé au profit de PEEK pur dans l'âme sur la rigidité du panneau seront également étudiées.

5.2 Méthodologie

5.2.1 Échantillons imprimés

Différents types d'échantillons sont imprimés avec une imprimante 3D pour matériaux haute température possédant deux têtes d'impression (AON M2 2020, AON3D, Canada).

Les matériaux utilisés pour imprimer sont les filaments de PEEK renforcé à 30 % de fibres de carbone (PEEK-CF30) (TECAPEEK ® VX CF30 black, ENSINGER, Allemagne) et le PEEK non renforcé (TECAPEEK ® VX, ENSINGER, Allemagne), de 1,75mm de diamètre. Le diamètre interne des buses d'impression utilisées est de 0,4mm. La Figure 5.1a) montre une image de l'imprimante utilisée. Elle dispose d'une enceinte chauffante et d'un lit capable de chauffer respectivement jusqu'à des températures de 120°C et 180°C. La Figure 5.1b) schématise le système d'impression à deux matériaux de l'imprimante.

Des micro-treillis de 70 mm × 70 mm × 2 mm sont imprimés en PEEK-CF30 avec un taux de remplissage de 30 % pour mesurer l'homogénéité de la géométrie.

Différents types de panneaux sandwich sont fabriqués. Chaque type est imprimé 3 fois. Le Tableau 5.1 regroupe les différents types de panneaux imprimés. Le panneau de référence est un panneau à cavités hexagonales possédant des parois épaisses d'une largeur d'un filament imprimé entièrement en PEEK-CF30. Les peaux sont imprimées avec une orientation [0/90], afin de réduire la déformation de la peau au cours de l'impression et de garder le même sens d'impression que les panneaux dont la peau supérieure sera remplacée par du micro-treillis. Deux types de panneaux, toujours en PEEK-CF30, ont la peau supérieure imprimée avec une densité respective de 75 % et 50 %, afin de créer un réseau de micro-treillis et sont identifiés par CF30/75 % et CF30/50 %. Un

autre type de panneau est géométriquement identique au panneau de référence mais a une âme imprimée en PEEK non renforcé en nid d'abeille (*honeycomb* HC), nommé PEEK-HC. Enfin, le dernier type de panneau a une âme qui contient des cellules acoustiques trapézoïdales compactes (TC) développées au chapitre 4, imprimées en PEEK non renforcé. Ses peaux extérieures sont imprimées pleines et en PEEK-CF30. Ce panneau est identifié par PEEK-TC.

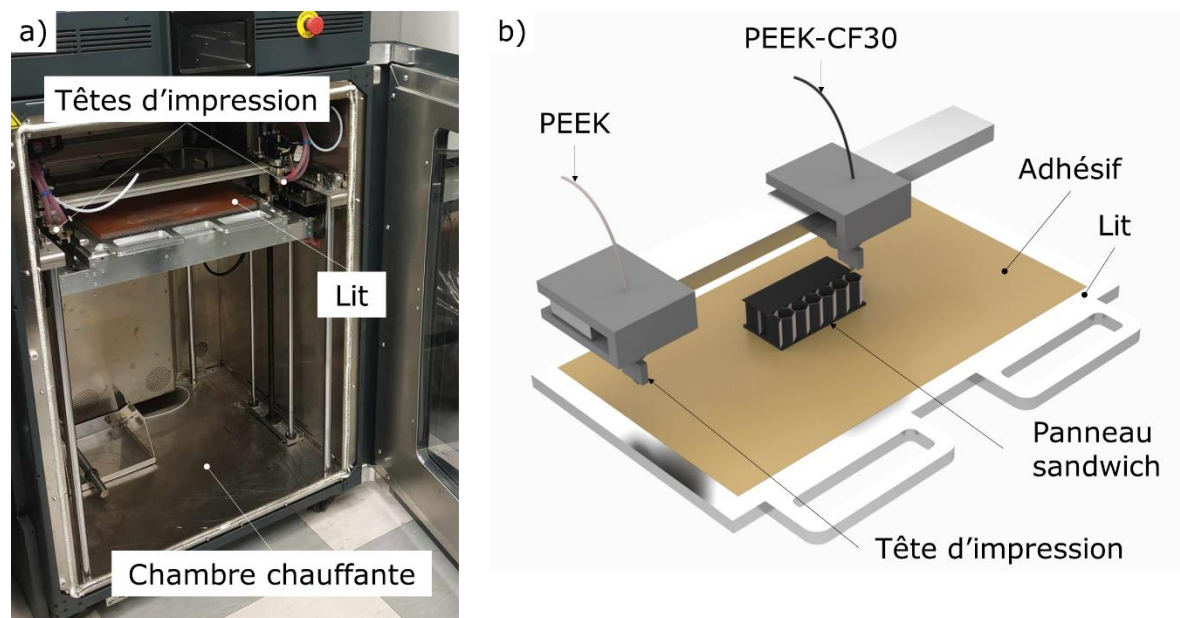


Figure 5.1 Système d'impression multi-matériaux par FFF adapté aux polymères hautes températures. a) Photographie de l'imprimante AON M2-2020, disposant d'une enceinte chauffante et de deux têtes d'impression. b) Schéma de la FFF avec deux têtes d'impression pour fabrication multi-matériaux.

Tableau 5.1 Description des différents types de panneaux imprimés en PRHT.

	Taux de remplissage de la peau supérieure (%)	Matériau de la peau	Matériau de l'âme	Géométrie de l'âme
Référence	100	PEEK-CF	PEEK-CF	Nid d'abeille
CRF30/75 %	75	PEEK-CF	PEEK-CF	Nid d'abeille
CRF30/50 %	50	PEEK-CF	PEEK-CF	Nid d'abeille
PEEK-HC	100	PEEK-CF	PEEK	Nid d'abeille
PEEK-TC	100	PEEK-CF	PEEK	Trapézoïdale compacte

Les dimensions des panneaux sont de 130 mm × 40 mm × 20 mm avec les peaux de chaque panneau d'une épaisseur de 2 mm. Le motif de nid d'abeille se répète trois fois dans la largeur. Les modèles

des échantillons sont réalisés à l'aide d'un logiciel de CAO (Catia V5) et ensuite convertis en STL et transformés en G-code avec un *slicer* (Simplify 3D, version 4.1.2).

5.2.2 Paramètres d'impression

Le Tableau 5.2 regroupe les différents paramètres d'impression utilisés pour fabriquer les échantillons du chapitre 5. Avant l'impression, le lit, constitué d'une plaque d'aluminium, est recouvert d'adhésif (Kapton, Dupont, USA) et d'une couche de colle (Vision miner, USA). Toutes les impressions sont réalisées avec un raft, par la suite enlevé, pour améliorer l'adhésion au lit.

Tableau 5.2 Récapitulatif des différents paramètres d'impression des échantillons en PEEK et PEEK renforcé au carbone.

	Micro-treillis			Panneaux
Température de la buse (°C)	440			440
Température du lit (°C)	180			180
Température de la chambre (°C)	120			120
Extrusion Multiplier (%)	1,1			1,1
Extrusion width (mm)	0,42			0,42
Épaisseur de couche (mm)	0,2			0,2
Vitesse d'impression (mm/s)	20	30	40	30

5.2.3 Caractérisation au microscope optique

La surface des échantillons est observée avec un microscope stéréo (Olympus SZX12, Olympus Corporation, Japon) et les mesures sont effectuées avec un logiciel de traitement d'image (ImageJ, version 1.52a).

Obtenir un micro-treillis dont les cellules vues de dessus ont toutes les mêmes dimensions est un enjeu important lors de l'impression. La capacité à imprimer un micro-treillis répétable est mesurée par un indice S , adapté de Brzeski et al. [90] par :

$$S = \frac{1}{n} \sum_1^n 1 - \frac{|A_n - \bar{A}|}{\bar{A}} \quad (4.1)$$

avec n le nombre d'aires rectangulaires mesurées, A_n l'aire mesurée et $\bar{A}$ la surface moyenne mesurée. Un micro-treillis parfait aurait $S = 1$, et plus l'impression est irrégulière, plus la valeur de S diminue. Le seuil acceptable de répétabilité de l'impression est fixé arbitrairement à une valeur minimum de 0,95.

5.2.4 Caractérisation mécanique

Les essais de flexion 3-points sont effectués avec une machine d'essais MTS INSIGHT (Eden Prairie, États-Unis) et une cellule de chargement de 50 kN. La vitesse de déplacement est de 6 mm/min. La rigidité est calculée par une régression linéaire des courbes de charge/déplacement. Pour chaque type de panneau, 50 points de mesure sont choisis, entre 0,4mm et 0,82mm de déplacement. Le coefficient R^2 est toujours supérieur à 0,999.

5.3 Résultats et discussion

5.3.1 Panneaux sandwich imprimés

La Figure 5.2a) montre le panneau de référence, avec les peaux pleines et le cœur en nid d'abeille, le tout imprimé en PEEK-CF30. La Figure 5.2b) montre le panneau avec une peau supérieure en micro-treillis remplie à 75 % et le cœur en nid d'abeille, imprimé en PEEK-CF30. La Figure 5.2c) montre le panneau avec une peau supérieure en micro-treillis remplie à 50 % et le cœur en nid d'abeille, imprimé en PEEK-CF30. La Figure 5.2d) montre le panneau avec des peaux pleines imprimées en PEEK-CF30 et le cœur en nid d'abeille, imprimé en PEEK. La Figure 5.2e) montre le panneau avec des peaux pleines imprimées en PEEK-CF30 et le cœur en cellules acoustiques TC, imprimé en PEEK. Ce type de panneau a été plus difficile à imprimer que les autres parce que la géométrie du cœur tend à accentuer le gauchissement du panneau au cours de l'impression, du fait des parois qui traversent l'échantillon dans sa longueur.

La masse moyenne de chaque type de panneau est regroupée dans le Tableau 5.3. On observe que les panneaux CRF30/75 % et CRF30/50 % pèsent respectivement 3,9 g et 7,7 g de moins que le panneau de référence, ce qui est cohérent puisque le taux de remplissage de la peau supérieure est diminué de 25 % et de 50 % pour chacun des cas. Une peau pleine pèse 15,2 g, les peaux des panneaux représentent ainsi la majeure partie de la masse finale, les âmes en PEEK-CF30 et en PEEK et représentant 3,4 g et 0,9 g, soit respectivement 10,0 % et 2,9 % des masses totales du panneau de référence et de PEEK-HC.

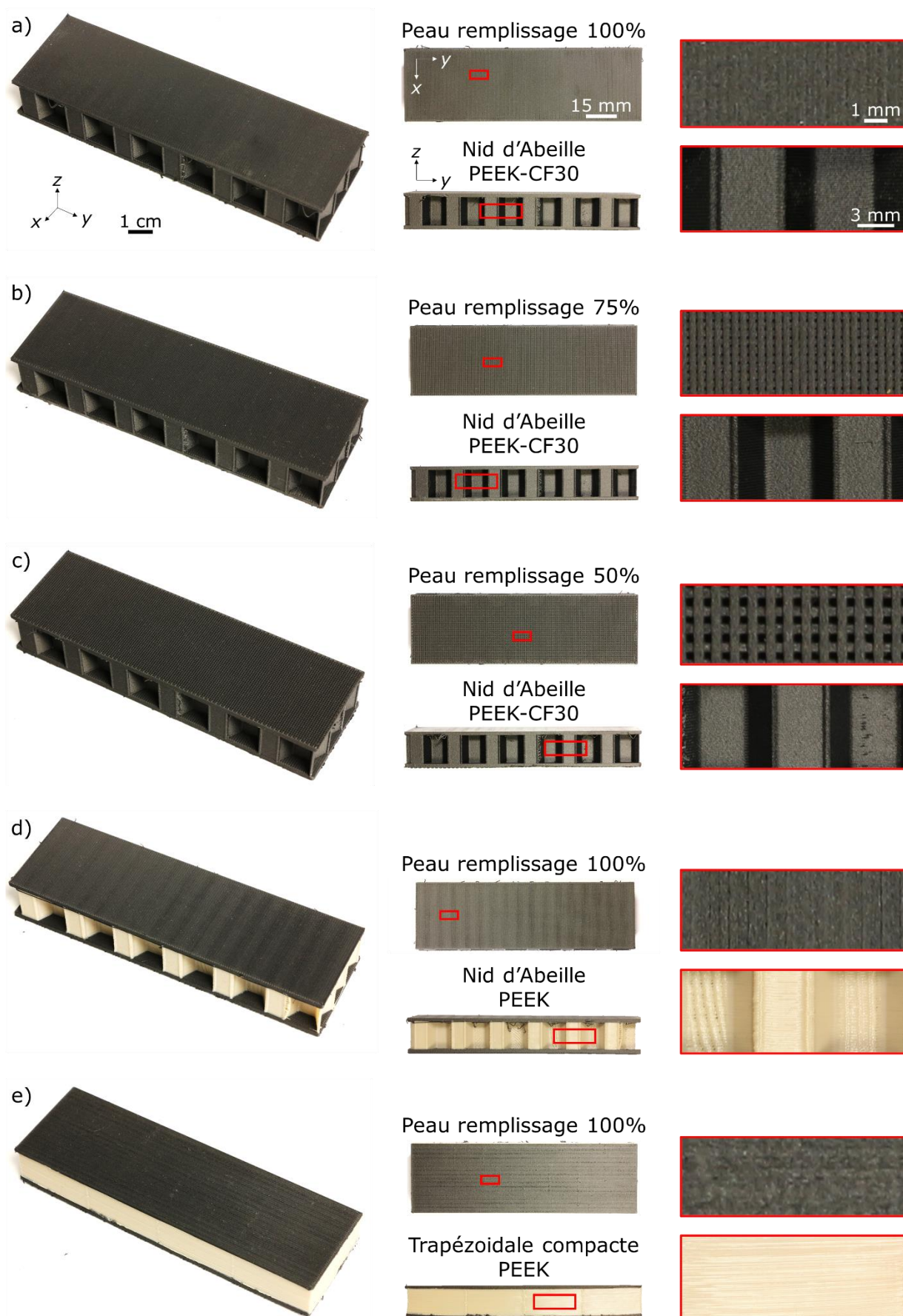


Figure 5.2 Image des cinq types de panneaux sandwich imprimées en PRHT, vue isométrique, de haut et de côté. a) Référence. b) CF30/75 %. c) CF30/50 %. d) PEEK-HC. e) PEEK-TC.

Tableau 5.3 Masse moyenne pour chaque type de panneau imprimé.

	Référence	CRF30/75 %	CRF30/50 %	PEEK-HC	PEEK-TC
Masse (g)	33,9	30,0	26,2	31,3	36,9
Écart-type (g)	0,3	0,2	1,3	0,6	0,5

5.3.2 Caractérisation au microscope

Les Figure 5.3a), b et c montrent respectivement les micro-treillis imprimés à 20 mm/s, 30 mm/s et 40 mm/s, afin de mesurer l'homogénéité du micro-treillis en fonction de la vitesse d'impression. La mesure de la largeur des filaments et des aires imprimées donne : à 20 mm/s, une largeur moyenne $\bar{p} = 452 \mu\text{m}$ (avec un intervalle de confiance à 95 % $IC_{95} = 28,4 \mu\text{m}$) et une aire moyenne $\bar{a} = 1,2 \times 10^6 \mu\text{m}$ ($IC_{95} = 8,9 \times 10^4 \mu\text{m}$), à 30 mm/s $\bar{p} = 450 \mu\text{m}$ ($IC_{95} = 39,3 \mu\text{m}$) et $\bar{a} = 1,3 \times 10^6 \mu\text{m}$ ($IC_{95} = 1,3 \times 10^5 \mu\text{m}$) et à 40 mm/s $\bar{p} = 463 \mu\text{m}$ ($IC_{95} = 73,6 \mu\text{m}$) et $\bar{a} = 1,22 \times 10^6 \mu\text{m}$ ($IC_{95} = 2,4 \times 10^5 \mu\text{m}$). Cela donne des taux de remplissage de 29 % pour 20 mm/s, 28 % pour 30 mm/s et 30 % pour 40 mm/s. Visuellement, on peut constater plus de défauts dans l'impression à 40 mm/s (représentés par des flèches vertes) que dans les deux autres cas de figure, ce qui est confirmé par des indices S de respectivement 0,97, 0,96 et 0,93 pour les vitesses de 20 mm/s, 30 mm/s et 40 mm/s. La vitesse d'impression de 40 mm/s ne permet pas d'avoir un indice S suffisamment élevé ($< 0,95$) pour être accepté. Au vu des mesures et des défauts observés sur les micro-treillis imprimés à différentes vitesses, 30 mm/s semble être un bon compromis : les distances sont bien respectées, avec un indice $S \geq 0,95$ et avec peu de défauts apparents, contrairement à l'impression à 40 mm/s.

La Figure 5.3d) montre une observation au microscope de la peau supérieure du panneau PEEK-CF30/75 %. On obtient $\bar{p} = 434 \mu\text{m}$ ($IC_{95} = 31,2 \mu\text{m}$) et $\bar{a} = 1,5 \times 10^4 \mu\text{m}$ ($IC_{95} = 2,7 \times 10^3 \mu\text{m}$). Le taux de remplissage mesuré est de 78 %, sachant que le taux de remplissage visé est de 75 %.

La Figure 5.3e) montre une observation au microscope de la peau supérieure du panneau PEEK-CF30/50 %, imprimée à 30 mm/s. On obtient $\bar{p} = 458 \mu\text{m}$ ($IC_{95} = 20,2 \mu\text{m}$) et $\bar{a} =$

$1,4 \times 10^5 \mu\text{m}$ ($IC_{95} = 2,2 \times 10^4 \mu\text{m}$). Le taux de remplissage mesuré est de 55 %, sachant que le taux de remplissage visé est de 50 %.

La Figure 5.3f) montre une observation au microscope d'une cellule hexagonale en PEEK d'un panneau PEEK-HC. On obtient $\bar{p} = 455 \mu\text{m}$ ($IC_{95} = 14,1 \mu\text{m}$). De manière générale, les filaments sont sur-extrudés : en effet, en PEEK ou en PEEK-CF30, les largeurs mesurées sont toutes entre environ 10 à 15 % plus larges que le diamètre de la buse, ce qui est cohérent sachant que le coefficient d'extrusion (*extrusion multiplier*) est fixé à 110 % de la largeur de la buse. La largeur de filament attendue est donc $440 \mu\text{m}$. Les taux de remplissages calculés sont assez proches des taux de remplissage voulus : on obtient une erreur relative de 3,8 % pour le taux de remplissage à 78 % et de 9 % pour celui à 55 %. Un ajustement des paramètres d'impression pourrait permettre d'ajuster plus précisément ces valeurs.

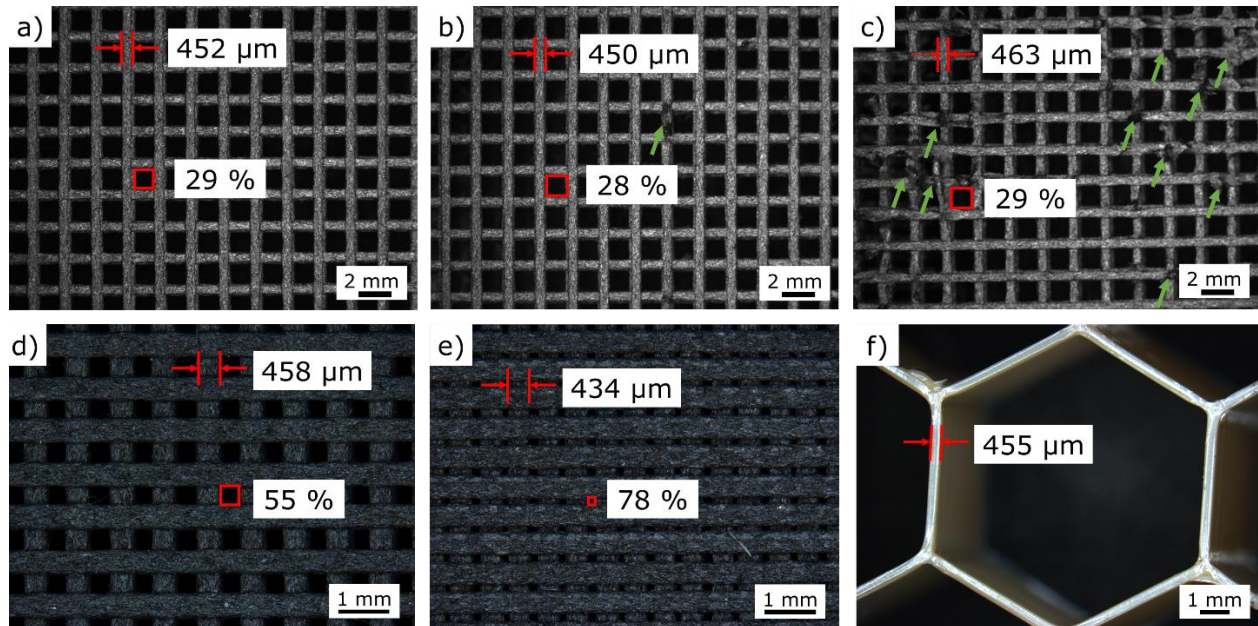


Figure 5.3 Images provenant d'observations microscopiques de différents détails des panneaux sandwich imprimés : a) micro-tréillis en PEEK-CF30 imprimé à 20 mm/s. b) micro-tréillis en PEEK-CF30 imprimé à 30 mm/s. c) micro-tréillis en PEEK-CF30 imprimé à 40 mm/s. Il y a plus de défauts d'impression à 40 mm/s qu'à 30 ou 20 mm/s, ce qui est confirmé par des indices S respectifs de 0,93, 0,96 et 0,97. d) micro-tréillis du panneau PEEK-CF30/50 % : le taux de remplissage est en réalité de 55 %. e) micro-tréillis du panneau PEEK-CF30/75 % : le taux de remplissage est en réalité de 78 %. f) nid d'abeille en PEEK. Les largeurs des filaments extrudés sont constantes.

5.3.3 Caractérisation mécanique en flexion 3-points

La Figure 5.4a) montre le montage de flexion 3-points utilisé. La Figure 5.4b) compare la rigidité moyenne obtenue pour chaque type de panneau. Le panneau de référence a une rigidité moyenne $\bar{r} = 0,87 \text{ kN/mm}$ ($IC_{95} = 0,10 \text{ kN/mm}$), contre $\bar{r} = 0,77 \text{ kN/mm}$ ($IC_{95} = 0,04 \text{ kN/mm}$) pour PEEK-CF30/75 % et $\bar{r} = 0,71 \text{ kN/mm}$ ($IC_{95} = 0,07 \text{ kN/mm}$) pour le panneau PEEK-CF30/50 %, soit une diminution de 11,1 % et 17,6 % respectivement. Cependant, si on normalise la rigidité obtenue par la masse moyenne de chaque type de panneau pour le panneau de référence, PEEK-CF30/75 % et PEEK-CF30/50 %, on obtient 25,5, 25,7 et 27,8 respectivement. On peut en déduire que même si les propriétés mécaniques des panneaux avec une peau supérieure pleine sont plus élevées, la perte de rigidité est proportionnelle à la perte de masse dans le panneau. Le panneau PEEK-HC a une rigidité moyenne $\bar{r} = 1,03 \text{ kN/mm}$ ($IC_{95} = 0,07 \text{ kN/mm}$), contre $\bar{r} = 1,45 \text{ kN/mm}$ ($IC_{95} = 0,15 \text{ kN/mm}$) pour PEEK-TC, soit une augmentation de la rigidité de respectivement 18 % et 66 % par rapport au panneau de référence. Cependant, lorsqu'on normalise par la masse en kilogramme de chaque type de panneau, on obtient respectivement 25,6, 32,9 et 39,3 pour le panneau de référence, PEEK-HC et PEEK-TC. Remplacer du PEEK renforcé par du PEEK pur dans le corps présente donc un avantage. Il fait diminuer la masse du panneau tout en augmentant la rigidité. Ce résultat est contre-intuitif et pour l'instant inexpliqué. En effet, le panneau entièrement en PEEK renforcé devrait être plus rigide. La cause de ce résultat demanderait des investigations supplémentaires qui sortent du cadre de cette thèse mais restent à considérer comme piste de travail pour de futures recherches. La structure TC étudiée au chapitre 4 conserve également une rigidité supérieure par rapport à un nid d'abeille lorsqu'imprimée avec des PRHT.

Tous les panneaux ont présenté une rupture par délaminage, observée lors du test de flexion 3-point. Pour les panneaux de référence et les panneaux CF30/75 %, 2/3 des ruptures ont eu lieu dans l'âme et 1/3 à l'interface entre l'âme et la peau inférieure. La Figure 5.4c) montre un exemple de rupture dans l'âme dans un panneau CF30/75 % (flèche rouge). Pour les panneaux PEEK-CF30/50 %, les trois panneaux ont présenté un délaminage entre l'âme et la peau inférieure, comme montré dans la Figure 5.4d) (flèche rouge). Pour les trois panneaux PEEK-HC et deux des PEEK-TC, la rupture a eu lieu dans l'âme, comme montré par la Figure 5.4e) et f), toujours indiqué par les flèches rouges. Le dernier panneau PEEK-TC a eu une rupture dans la peau inférieure (Figure 5.4f), attribuable au gauchissement du panneau, indiqué par une flèche verte. Les défauts

d'impression des panneaux sont aussi indiqués par des flèches vertes. Lors de l'impression de la peau supérieure, certains filaments de la première couche, reposant en grande partie dans le vide, ne se sont pas correctement déposés, comme indiqué par des flèches vertes sur les Figure 5.4d) et e). Cela ne semble pas avoir eu d'impact majeur puisque aucune décohésion ne semble avoir eu lieu entre la peau supérieure et l'âme des panneaux pendant les essais de flexion. La Figure 5.3h) montre des défauts d'impression ayant eu lieu sur la peau supérieure de certains panneaux. La peau pleine présente de la sous-extrusion à certains endroits. Cela peut être attribuable à la haute teneur en fibres de carbone du filament : plus la tête d'impression est vieille, plus elle est susceptible d'avoir été abîmée par les fibres et de s'obstruer légèrement de manière aléatoire au cours de l'impression. L'adhésion entre les couches de tous les panneaux pourrait cependant être améliorée grâce à une température plus élevée dans l'enceinte de l'imprimante pour permettre aux couches de mieux fusionner entre elles lors du dépôt du filament. Aucun délaminage dans une peau en micro-treillis ou à l'interface PEEK/PEEK-CF30 n'a provoqué une rupture d'un panneau.

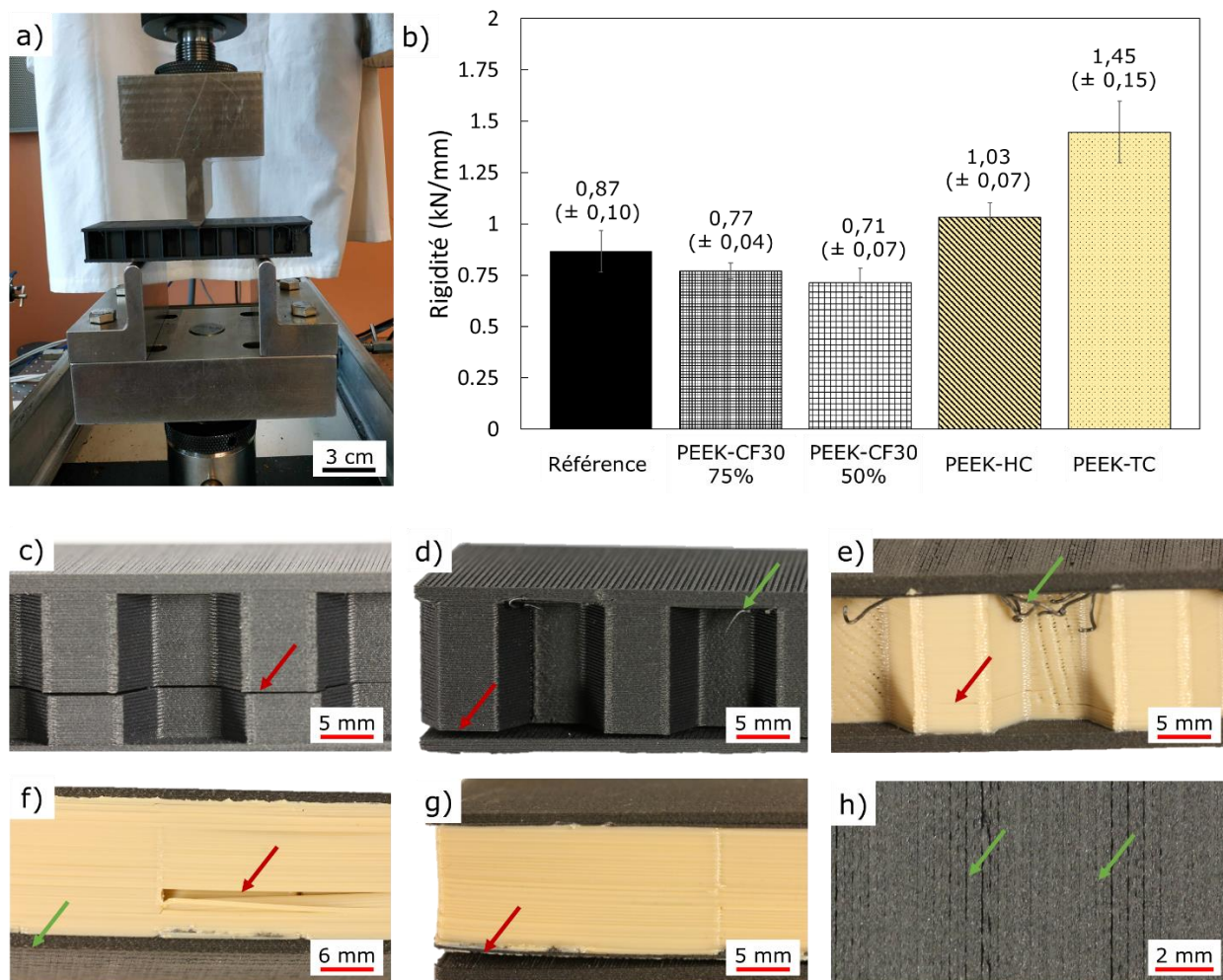


Figure 5.4 Essais de flexion 3-points. a) Montage expérimental. b) Graphique comparant la rigidité pour chaque type de panneau avec l'écart-type entre parenthèses. Les panneaux avec un cœur en PEEK pur ont une rigidité plus élevée. c) à h) Photographies des panneaux imprimés : les flèches rouges indiquent une rupture dans le panneau, les flèches vertes indiquent des défauts d'impression. c) Rupture dans l'âme du panneau PEEK-CF30/75 %. d) Rupture à l'interface peau inférieure/âme du panneau PEEK-CF30/50 % et défaut d'impression de la peau supérieure. e) Rupture dans l'âme du panneau PEEK-HC et défaut d'impression de la peau supérieure. f) Rupture dans l'âme du panneau PEEK-TC et gauchissement du panneau. g) Rupture dans la peau inférieure du panneau PEEK-TC. h) Peau supérieure d'un panneau TC avec des défauts de sous-extrusion.

5.3.4 Conclusion

La vitesse d'impression des micro-treillis a d'abord été évaluée et fixée à 30 mm/s. Ensuite, différentes configurations de panneaux sandwich ont été imprimées avec des PRHT et leurs performances mécaniques ont été testées en flexion 3-points. Les panneaux avec la rigidité la plus

élevée et capables de supporter les charges les plus élevées sont les panneaux dont l'âme est imprimée avec du PEEK pur. Pour les panneaux dont la peau supérieure a été imprimée à différents taux de remplissage de micro-treillis, moins le micro-treillis est dense, moins la rigidité est élevée. Les ruptures, par délaminage, n'ont pas eu lieu entre l'âme et la peau supérieure. Une augmentation de l'adhésion entre les couches par une élévation de la température de l'enceinte chauffée de l'imprimante permettrait probablement d'améliorer la résistance des panneaux.

Cependant, ces panneaux sont imprimés de manière plane. Le carter de moteur d'avion sur lesquels ils doivent être placés est quant à lui une surface présentant une double courbure. Il est alors nécessaire d'être capable d'imprimer ces panneaux de manière non-plane, afin qu'ils soient ajustés à leur surface de référence.

CHAPITRE 6 ARTICLE 2: NON-PLANAR MATERIAL-EXTRUSION ADDITIVE MANUFACTURING OF MULTIFUNCTIONAL SANDWICH STRUCTURES USING CARBON-REINFORCED POLYETHERETHERKETONE (PEEK)

Juliette Pierre¹, Mathieu Verville¹, Gabriel Chenier¹, Rouhollah D. Farahani¹, Nicola Piccirelli², Martin Lévesque¹ and Daniel Therriault^{1*}

¹Laboratory for Multiscale Mechanics (LM²), Department of Mechanical Engineering, Polytechnique Montréal, Montréal, Canada

²Safran Composites, Itteville, France

Soumis à Additive Manufacturing le 18 septembre 2023

Abstract

Additive Manufacturing (AM), and especially Material-Extrusion Additive Manufacturing (MEAM), can provide light structures with high mechanical performances for aerospace applications using fiber reinforced high-temperature resistant thermoplastics (HTRT). Non-planar AM allows to manufacture curved parts with a better approximation of their curvature than cartesian AM. In this paper, we additively manufactured a proof of concept of multi-functional non-planar sandwich panel for aircraft casing using a 6-degree of freedom (6-DOF) robotic platform in a custom heating enclosure, using 30 wt.% carbon-reinforced polyetheretherketone (PEEK). Curved beams manufactured using planar and non-planar deposition techniques were manufactured using a custom heating enclosure and reinforced HTRT. The measured surface deviation of the non-planar curved beam (NPCB) was 31% lower than the planar curved beam (PCB). Due to the non-planar deposition that led to a better alignment of the layers along the specimen, the effective stiffness measured during 3-point bending tests was also increased by ~28% compared to PCB. Additively manufactured non-planar sandwich panels containing an acoustic core and two types of microscallops (30% infill microscallops and 78% infill walled microscallops) were characterized through optical microscopy and 3-dimension (3D) scanner measurements. The 6-DOF robotic platform, combined to the heating enclosure, allowed to print a portion of a non-planar carbon fiber reinforced PEEK sandwich panel to present the versatility of the structures that could be printed with this setup. The use of non-planar reinforced HTRT

structures could find applications in the aerospace field for aircraft noise reduction structures, but also in the biomedical domain for the manufacturing of biocompatible PEEK scaffolds.

Keywords

Additive manufacturing, Fused Filament Fabrication, Non-planar printing, High-temperature resistant thermoplastics, Carbon fiber-reinforced composites

6.1 Introduction

Additive Manufacturing (AM), also known as three-dimensional (3D) printing, is a family of technologies that allows the layer-by-layer fabrication of parts. Recent advances in the AM of high temperature resistant thermoplastics (HTRT), such as PEEK [134] or polyetherimide (PEI) [135], not only allow rapid prototyping, but also the creation of components featuring multifunctionality and complex geometries that usually cannot be achieved using conventional manufacturing methods (e.g., injection molding).

Material-Extrusion Additive Manufacturing (MEAM), and especially Fused Filament Fabrication (FFF), is widely used and compatible with a large variety of thermoplastic materials and reinforced thermoplastic composites, such as polylactic acid (PLA), nylon, or even HTRT [136]. Reinforcing thermoplastics with fillers [137] [138] [139] and especially short carbon fibers [140] [141] is a mean to significantly improve their mechanical performance. Common commercial FFF printers extrude melted thermoplastic filament, thereby creating a vertical stacking of flat layers, and are therefore referred to as cartesian 3D printers. They typically mobilize up to two axes simultaneously, using the third one to change layers. However, using FFF cartesian and the planar printing approach can create geometrical inaccuracies, referred to as “staircase effect”, in which the curvature is approximated by the stacking of discrete layers [142] [143]. A method called non-planar printing, consisting of depositing layers along the part curvature, not only improves the geometrical accuracy, but also increases the mechanical properties of the printed parts [144]. Using acrylonitrile butadiene styrene (ABS) and a cartesian printer, Singamneni et al. compared the mechanical properties of planar and non-planar printed curved beams, and showed that the beams printed in a non-planar way supported a maximum load 40% higher than the beams produced by planar printing [104]. Non-planar printing can be performed using cartesian 3D printers by customizing the G-code (i.e., the language containing motion and extrusion instructions for the

printer) to simultaneously use the three motion axes of the printers [145]. However, the angle of deposition is rather limited due to the typical shape of the printing head. If the printed layer's curvature is too pronounced, the nozzle can damage the underlying part by inducing pronounced local gouging.

Recent efforts have focused on the utilization of 6-degree of freedom (6-DOF) robotic systems as a printing platform to enable printing over non-planar surfaces [146] without local gouging. Several robotic systems have already been combined to FFF print heads to additively manufacture parts and test specimens, using polymers such as PLA [147] [148] or ABS [149]. A 6-DOF robotic platform also enables adjusting the angle of deposition and therefore reducing the need of support structures [110] [150], unlike cartesian 3D printers [145] [151]. Depending on its size, the 6-DOF robotic platform can be used to manufacture large FFF parts up to a meter long [108]. They can also be compatible with fast extrusion systems, such as pellet extruders [152]. The 6-DOF robotic platform, however, requires additional programming steps. In addition to printing instructions, motion instructions for each of the robotic joints need to be computed [153] [154], as well as a toolpath avoiding collisions between the printhead and the printed part [155].

The printing of parts using HTRTs not only requires a high temperature extrusion system (e.g., a high temperature extrusion nozzle) and a heating bed, but also a heated environment [156] [157]. The elevated temperature provided by a heating enclosure reduces the printed part residual deformation (e.g., warping), increases the mechanical properties of the part as it improves the weak interfilament interface [47], and reduces the interlayer porosity [158] [49]. Several cartesian 3D printers (e.g., AON M2+ from AON3D, Gearbox HT2 from 3DXtech) feature an integrated heating system, allowing the users to manufacture HTRT parts [159]. A few examples of 6-DOF robotic platforms printing HTRT exist, but they are designed to manufacture parts with very large nozzles [112] [113]. For example, Atzler et al. manufactured a non-planar sandwich panel using granulated carbon-fiber reinforced PEEK (CFR-PEEK) for the honeycomb core and laminate sheets for the facesheets [114], but used a large nozzle, which prevents the fabrication of fine details and the extrusion of thin walls (<1mm).

Combining non-planar FFF with HTRT materials could enable the fabrication of custom parts for aerospace applications [160]. For example, traditionally manufactured sandwich panels with honeycomb core structures [75] are located on the fan case around some aircraft engines [2]. They have a noise reduction purpose [3], but being able to manufacture non-planar sandwich structures

with a custom acoustic core design [161] and porous microscallops (e.g., periodic staking of filaments) [162] could provide enhanced acoustic properties. The use of reinforced HTRT could provide loadbearing functionality to the structure as well as thermal resistance [163]. There is therefore a growing interest to develop FFF methodologies to print reinforced HTRT parts whose geometry yield noise reduction and can withstand mechanical loads as well as heat exchanges. To the best of the authors' knowledge, no non-planar complex multi-functional sandwich structure has been fully printed using CFR-PEEK and a 6-DOF robotic platform.

In this paper, we have successfully manufactured by FFF HTRT non-planar curved beams and a non-planar multifunctional sandwich structure using a customized 6-DOF infrastructure for FFF. The multifunctionality of the sandwich panel is demonstrated by the realization of different acoustic geometries (i.e., acoustic core and microscallops) and the use of reinforced HTRT and non-planar FFF for enhanced mechanical loadbearing capacities.

6.2 Materials and methods

6.2.1 AM platform with 6-DOF robot

The AM platform consisted of a 6-DOF industrial robot (FANUC M-20iB/25, FANUC Canada Ltd., Canada) on which an FFF extrusion system designed for HTRT prints was installed. Figure 6.1a) presents a schematic of the AM platform, composed of the 6-DOF robot, a 3D printing bed, and a custom heating enclosure with an infrared heater. The printing bed was an aluminum plate (AON3D, Canada) (450 mm × 450 mm) with a silicon rubber pad heater (SainSmart, USA) fixed underneath. The printing bed was covered with polyimide adhesive film (Kapton, Dupont, USA). The heating enclosure was built using T-slotted aluminum extruded shapes on which insulating plates of polyisocyanurate R-6 (Atlas E148, Atlas, Canada) were mounted, covering all the sides and the bottom of the structure. A reflective mylar film (Vivosun, USA) was applied on the interior of the sidewalls. The dimensions of the enclosure were 90 cm × 80 cm × 50 cm. A 375 kW ceramic infrared heater (CRP20074, Omega, Canada) was mounted to one of the sidewalls inside the enclosure. The bottom of the heater was fixed at a height of 3 cm above the printing bed. The heater system used a feedback loop in which a K-type thermocouple, attached inside the enclosure, allowed to adjust the temperature of the heater until the desired internal target temperature was reached. The bed temperature was controlled separately.

Figure 6.1b) shows the FFF printing head system consisting of a water-cooled high temperature FFF extruder and hotend (Dyze Design Pro, Dyze Design, Canada). This extrusion system was mounted on a computerized numerical control (CNC) machined PEI support plate attached to the wrist of the 6-DOF robot.

Figure 6.1c) shows the silicon tarp (Rubber-Cal, USA) covering the top-opening of the enclosure to allow the printhead to move within the printing area. The different sections of the blanket were attached with straps (Velcro, United Kingdom). This system allowed us to easily reach the inside of the enclosure and remove the printed parts. A high temperature resistant bracket was designed and additively manufactured using PEI9085 (3DXtech, USA) to attach the silicon blanket to the 6-DOF robot through the PEI holder. Six retractable tension cables were attached between the AM bracket and the top of the enclosure's sidewalls to prevent the blanket from falling on the part being printed or from moving too close to the heating bed or heater. Figure 6.1d) shows a picture of the experimental setup with the tarp opened. The silicon tarp was divided into four sections, each fixed to a side of the enclosure with press buttons. A small window was installed in one of the side walls to monitor the printing during the experiment with a webcam. A metal tube attached to the 6-DOF robot was used as a spool holder.

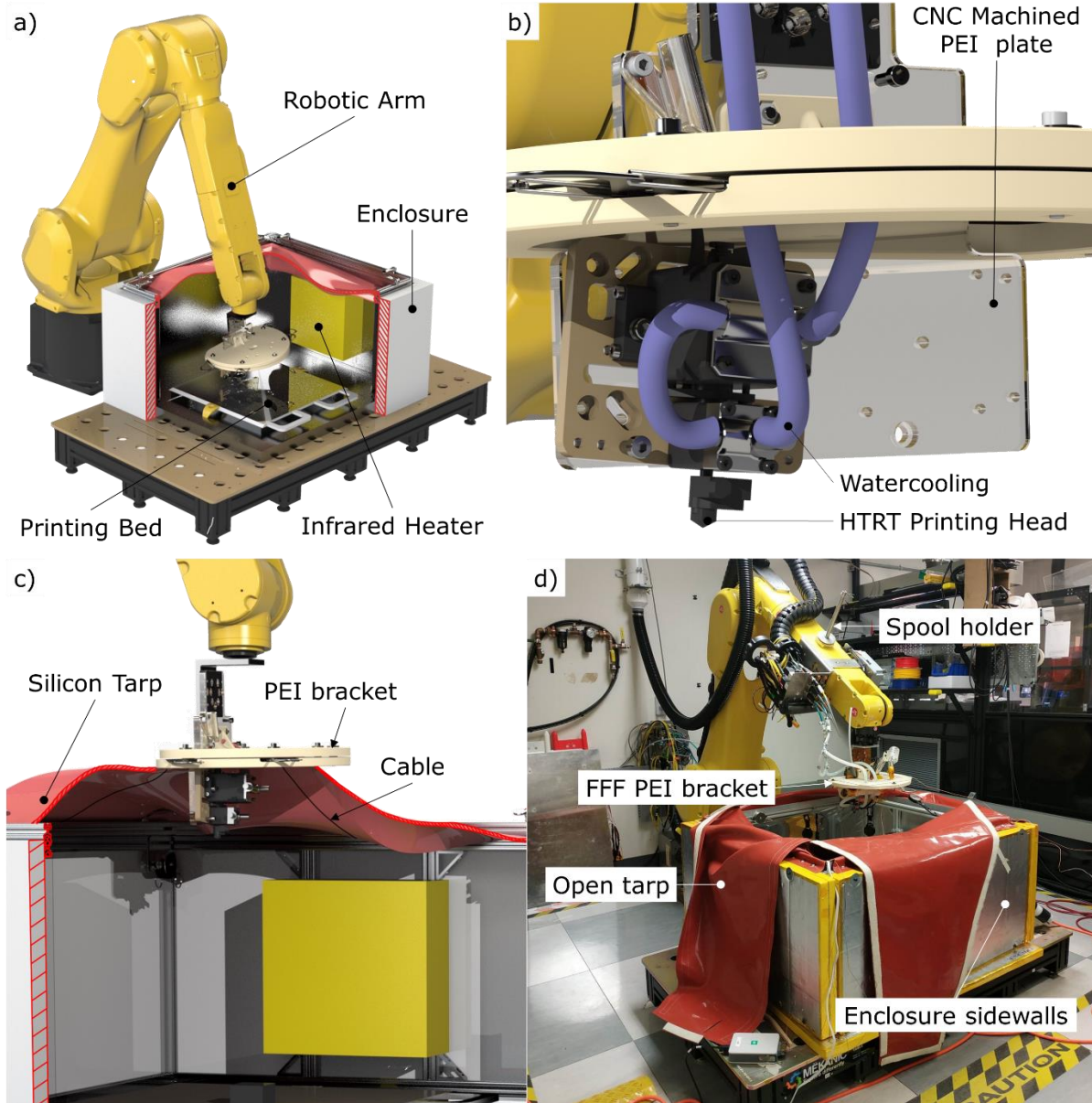


Figure 6.1 AM platform with 6-DOF robot for HTRT FFF. a) Schematic of the 6-DOF robot and the heating enclosure (walls and blanket have been cut to show the inside of the chamber). b) Schematic of the FFF printing device attached to the robot wrist. c) Schematic of the inside of the chamber, with a holder to fix the silicon tarp to the enclosure and the robot, and cables to prevent the tarp from touching the hot surfaces. d) Picture of the AM platform with the silicon tarp opened.

6.2.2 Additive manufacturing process

Using a custom 6-DOF robotic platform to manufacture planar and non-planar specimens required additional steps, when compared to cartesian FFF printing. Figure 6.2 shows the whole process,

divided in three main phases: shape generation, slicing, and printing. Three types of specimens were manufactured during this work: a curved beam (CB) printed with a planar method (PCB), a non-planar curved beam (NPCB), and non-planar sandwich panels.

Shape generation

Curved beam specimens inspired by [104] were designed using a computer aided design (CAD) software (Catia V5-6R2017). Support structures were also manually designed for the NPCB.

An aircraft casing with a double curvature surface along the x and y axes, colored in dark grey in the schematic, was chosen as the substrate for the manufacturing of the sandwich panels. The casing was scanned with a 3D scanner (GOM Atos Core 200, GOM Metrology, Germany) and was reconstructed as a non-uniform rational B-spline (NURBS) surface, shown in red. Supports for the sandwich panels were then designed using a CAD software (CATIA V5-6R2017) to replicate the scanned surface of the casing. Sandwich panels were designed using a CAD software (Catia V5-6R2017) with the NURBS surface guiding the geometry of the bottom of the panels. All files were saved in standard triangle language, or .STL, files.

Slicing

The curved beams were printed using two distinct methods: planar FFF and non-planar FFF. PCB were directly sliced with a commercial software (Simplify 3D, version 4.1.2), which added support structures underneath and converted the .STL file into a G-code file (containing motion and printing instructions). Support structures for non-planar specimens (NPCB and sandwich panels) were also sliced with Simplify3D. NPCB and the sandwich panels required a custom slicing method called Curved Layer Mesh Slicing (CLMS). The print head was oriented to print the filament on top of the previous layer while following the curvature of the layer, and to avoid gouging [145]. Slicing surfaces were created by interpolating between the top and bottom surfaces of the part. Repeating the interpolation operation several times created all the slicing surfaces required for every layer of the part. For the NPCB, since the thickness of the beam was constant, all the layers had the same thickness and followed the curvature of the beam. For the sandwich panel, the bottom surface had a double curvature along the x and y axes. However, the upper surface of the sandwich panel needed to be perfectly cylindrical along the x axis to fit the aircraft requirements. To keep a constant number of layers despite the variation of thickness through the

panel, the slicer calculated a variable layer thickness within the same layer, as shown in the schematic in Figure 6.2.

With the slicing surfaces established, mesh-mesh intersection operations computed the intersection lines between the slicing surfaces and the STL mesh model. The resulting intersection lines were collected to generate the outline toolpaths. Non-planar infill was created on the inside of the outlines, as shown by the red arrows on the schematic.

Once a G-code file was generated for the specimens, it was imported to the robotic simulation software (RoboDK, ver. 5.4.1) to solve the inverse kinematic problem for each coordinate of the toolpath. Although the robot could rotate along 6 degrees of freedom, a compromise had to be found to avoid collisions between the 6-DOF robot, the enclosure, and the twisting of the cables around the arm.

The information was then transmitted to the 6-DOF robot motion controller (R30iB Plus, FANUC, Canada) via a teach pendant programming (TPP) file (i.e., proprietary file format for FANUC).

Manufacturing

The robot motion controller sent the motion instructions to the robot and the printing instructions to the FFF printhead controller (Mëkanic, Canada), which delivered the extrusion instructions to the printhead.

Due to their traditional slicing, PCB were manufactured at the same time as their supports. For NPCB and non-planar sandwich panels, supports were fully printed first, and then, non-planar specimens were printed on top of them.

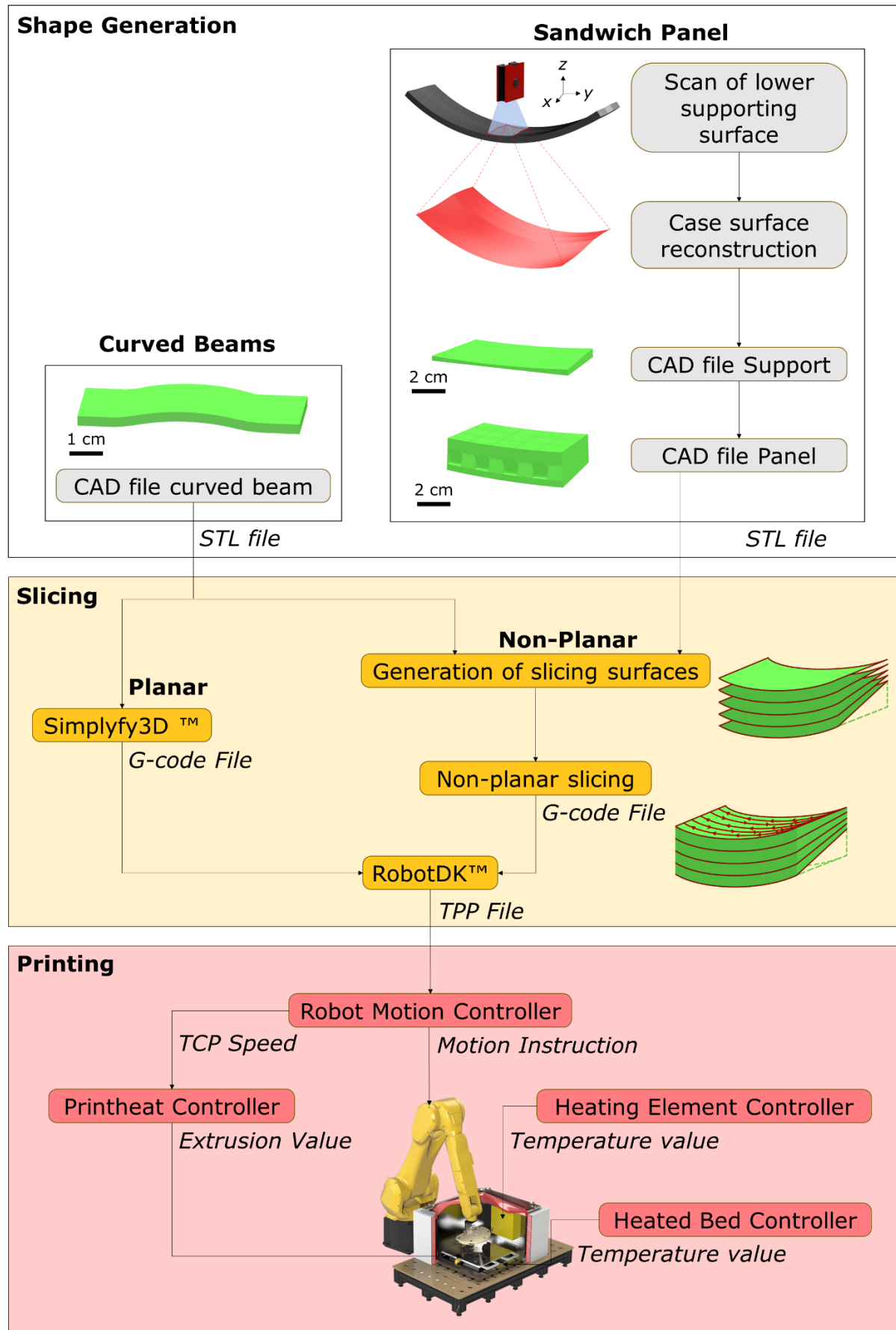


Figure 6.2 Process of FFF printing with the 6-DOF robot divided in three main steps: shape generation, slicing, and manufacturing. Two types of geometries were printed: curved beams and a sandwich structure. Two slicing paths were used: planar and non-planar (CLMS). The printing platform is the same for all specimens.

6.2.3 FFF printing parameters

A 1.75 mm diameter spooled filament of PEEK reinforced with 30 wt.% short carbon fibers (TECAPEEK® CF30 black, ENSINGER, Germany) was used to print the specimens. The printing nozzle had an inner diameter of 0.4 mm. Before each print, nano polymer adhesive (Vision miner, USA) was spread on the printing surface to prevent decohesion with the substrate. Table 6.1 regroups the main printing parameters of the curved beams and the sandwich structures.

Table 6.1 Values of the printing parameters used for the creation of the HTRT structures.

Type of specimen	Beams	Sandwich structures
Printhead temperature (°C)	440	440
Bed temperature (°C)	140	140
Extrusion multiplier	0.9	0.9
Extrusion width (mm)	0.38	0.38
Layer thickness (mm)	0.2	0.09-0.25
Printing speed (mm/s)	15	15
Shell	n/a	1

The measurements of the bed and internal enclosure temperatures are found in Supplementary Figure S1 and Supplementary Table S2, showing the increase of the temperature in the chamber up to ~120°C and its stabilization after ~45 minutes of heating.

Five specimens of PCB and five specimens of NPCB were manufactured, as well as two curved sandwich panels, and a portion of a curved sandwich panel displaying its internal structure. The beams had an infill percentage of 100% and a layer orientation at 0-90°.

Figure 6.3a) shows a schematic of the curved beams and their support structures. The beams were printed with the convex surface facing up since printing with the concave surface facing up would have induced multiple collisions between the 6-DOF robot and the enclosure. Figure 6.3b) shows the orientation of the layers along the x and y axes and an illustration of a PCB and a NPCB (only a few layers have been represented for the sake of clarity). The orientations were 90° along the y

axis for the blue layers and 0° along the x axis for the yellow layers. The layers of the PCB were printed planarly along the xy plane, unlike the NPCB, whose layers followed the curvature of the beam.

Figure 6.3c) shows a schematic of the sandwich panel in its original flat configuration, which is made of different zones stacked together. Starting from the bottom, the lower facesheet of the panel, shown in red, consists of a 1 mm thick 100% infill with layers following a 0 - 90° orientation pattern. Above that, the core, shown in purple, is composed of 16 mm-high trapezoidal hollow thin-walled structures having shown acoustical performance [161] (more details about the structure can be found in Supplementary Figure S3), with a wall thickness of 0.4 mm (which is approximately the nozzle's diameter). Then, a first type of microsccaffold is added on top (microscaffold 30% in light blue), with a targeted infill percentage of 30% and a thickness of 8 mm. A 30% infill means that in a given layer, extruded filaments are spaced evenly to cover 30% of the area. Finally, a walled microsccaffold (walled microsccaffold 74%) covers the top of the panel. The walls are represented in orange and contain a 74% infill scaffold (in dark blue) enclosed in $24 \text{ mm} \times 24 \text{ mm}$ squares.

The flat panel configuration needed to be adapted to fit the casing surface. The casing surface presented a double curvature, along x and y axes, as seen in the side views of Figure 6.3d). A non-planar adaptive set of layers (in yellow) was added to the bottom of the panel structure to compensate for the y curvature (highlighted with a black dotted line on the casing surface) so that the upper surface of the panel would have a single curvature. This yellow zone was referred to as “adaptive” because in the same layer, the thickness gradually varied between 0.09 mm and 0.25 mm by adjusting the material extrusion rate using our custom slicer. It allowed to remove any staircase effect induced in a part that would not have a constant thickness. All layers (except in the purple zone) were oriented at 0 - 90° . The total thickness of the adaptive layer set varied along the x axis, between 2.0 mm and 5.8 mm, enabling its upper surface to be only cylindrical along the x axis. The geometry of the flat panel was then curved in the CAD software to fit the upper surface of the adaptive layer. Due to the adaptive layer set, the curved panel was slightly thicker than the flat one (29 mm for the flat panel, compared to between 31.0 mm and 34.8 mm depending on the position along the x axis). The final dimensions of the curved panel were 125 mm in length with a curvature radius of $967 \text{ mm} \times 36 \text{ mm}$ of width $\times$ between 31.0 mm and 34.8 mm of thickness.

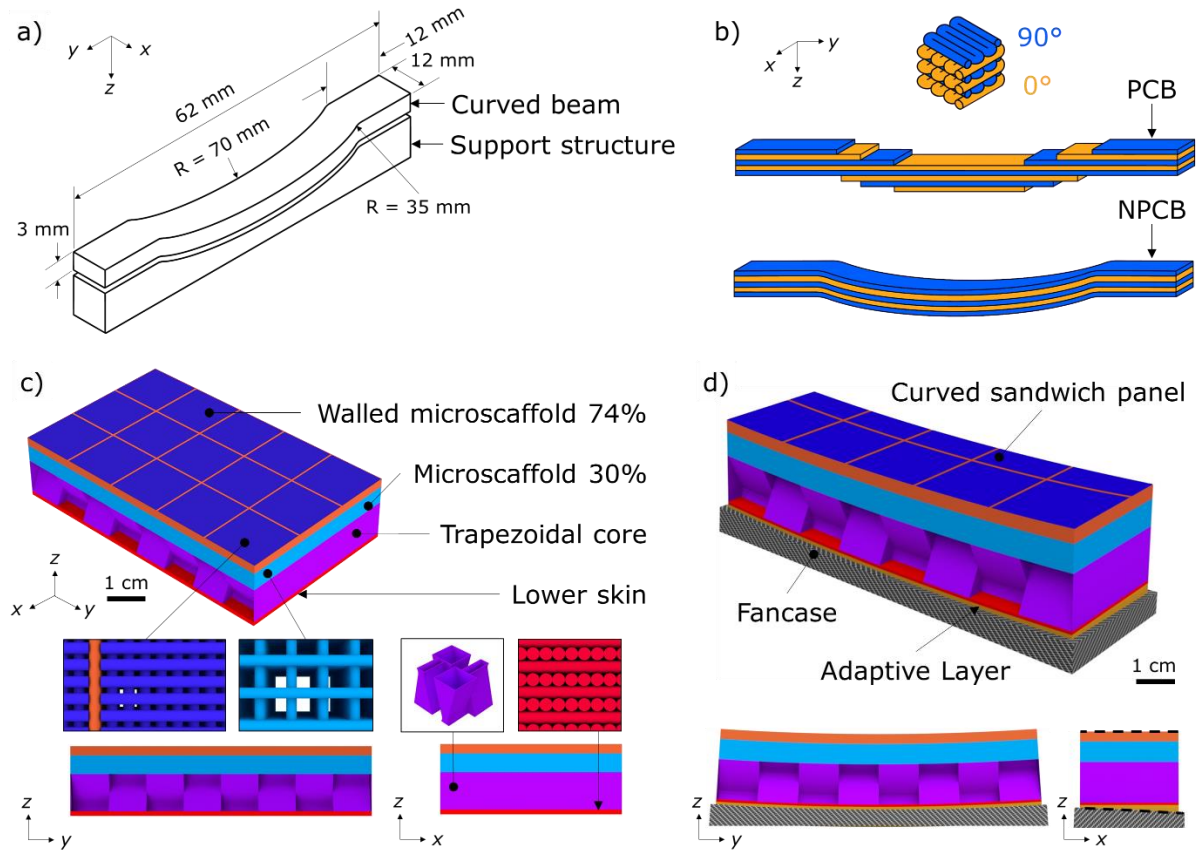


Figure 6.3 Schematics of the geometry of the specimens a) Curved beam and its supports. b) Illustration of the orientation of the printed layers in the beams: [0/90], a PCB and a NPCB on which some layers and their orientation have been represented. c) Original flat sandwich panel from different viewing perspectives. It is composed of a 74% infill walled microsccaffold, a 30% infill microsccaffold, a core of trapezoidal hollow shapes and a 100% infill lower facesheet. d) Sandwich panel once curved form different angles: an adaptive layer must be added at the bottom of the panel to compensate for the casing curvature visible in the xz plane (black dotted line).

6.2.4 Characterization

Optical microscope

The top surface of the specimens was observed using a stereo microscope (Olympus SZX12, Olympus Corporation, Japan). Measurements were made using an image processing software (ImageJ, version 1.52a).

3D Scanner

The specimens surfaces (curved beams and panels) were scanned using a 3D scanner (GOM Atos Core 200, GOM Metrology, Germany), reconstructed as a mesh and saved as an .STL file. The

deviation of the printed specimens was assessed by measuring the signed (either positive or negative) distance between the CAD of the specimen and its reconstructed mesh (CAD to Mesh or C2M) with the software CloudCompare (version 2.12.4).

Scanning electron microscope (SEM)

Curved beams specimens were observed with a tabletop SEM (TM3030 Plus, Hitachi, Canada). Before the observation, the specimens were covered with a 20 nm chromium plasma coating to improve the quality of the picture.

Computerized Tomography-scan (CT-scan)

Tested curved beams were observed with a CT-scan (Xradia 520 Versa, Zeiss, Canada) at an acceleration voltage of 50 kV. Two different pixel sizes of 43 microns and 14.11 microns were used. A visualization software (Dragonfly, Object Research Systems ORS Inc, Canada) was used to generate the CT-scan pictures shown in this paper.

6.2.5 Mechanical testing

Three-point bending tests were conducted using an MTS Insight (Eden Prairie, USA) testing machine with a 1 kN load cell. The deflection speed of the cross head was 2 mm/min. The effective stiffness was computed through a linear regression of the load/displacement curves. The beams were placed upside down when compared to their printing orientation [104].

6.2.6 Microscaffold characterization

The top facesheet of the sandwich panel was composed of two types of microscaffolds. The printed microscaffolds were observed using an Olympus SZX12 stereomicroscope. The consistency of the areas A of each squared void, when looking at the scaffold from above, was measured using the image processing software ImageJ. A method for measuring the printability was adapted from Brzeski et al [90]. The printability S in the xy plane was defined as:

$$S = \frac{1}{n} \sum_{1}^n 1 - \frac{|A_n - \bar{A}|}{\bar{A}} \quad (5.1)$$

with n the number of measured areas, A_n the measured area, and $\bar{A}$ the average measured area.

Figure 6.4 shows three examples of scaffolds with different values of S . A 30% micro scaffold with an S of 1 indicates that its shape retention is quasi-perfect. From a top view, all voids created by the stacking of filaments have the same area, and no defects are visible in the xy plane. In Figure 6.4b), even if the pattern is quasi-perfect, one square is filled, as it can happen with dust or a blob of material, which leads to a decrease of the coefficient. Changing the spacing between the filaments also affect S since the areas of the voids are no longer identical, like the example in Figure 6.4c). The threshold of acceptable printability was arbitrarily set to 0.95.

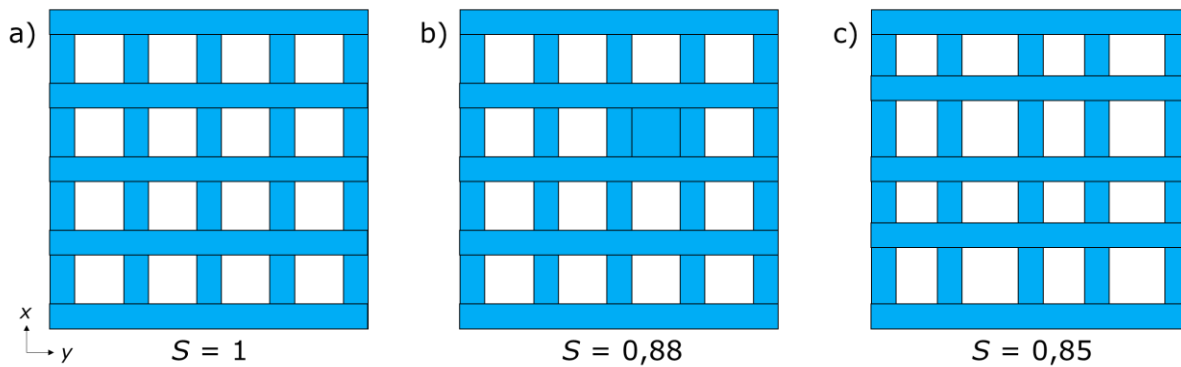


Figure 6.4 Example of different top view of micro scaffolds with 30% infill featuring manufacturing defects with printability index S . a) $S = 1$: scaffold is perfectly repeated. b) $S = 0,88$: scaffold is perfectly repeated, but a square has been filled with impurities, making the coefficient decrease. c) $S = 0,85$: varying the spacing between the filaments decreases S further.

6.3 Results and discussion

6.3.1 Characterization of the planar and non-planar curved beams

Figure 6.5a) shows top and side view images of PCB (left) and NPCB (right). From the top view, the stacking of layers in the 0° and 90° orientations is clearly visible on the PCB, whereas only one layer in the 90° direction is visible on the NPCB. From the side view, the 0° curved layers of NPCB cover the length of the whole specimen, unlike the 0° layers of PCB. Figure 6.5b) shows the upper surface of the curved beam CAD, a scanned surface of a PCB, and a scanned surface of a NPCB. The scanned surfaces have been colored according to the C2M signed distance. The PCB scan colors are contrasted, showing a variation of the C2M signed distance, and the staircase pattern is visible. The strong red color visible on the side of the steps could result from an accumulation of material due to over extrusion. The NPCB is less contrasted, however. Figure 6.5c) shows a graph comparing the C2M signed distances of the scanned surfaces of the PCB and the NPCB. For the

PCB, 90% of the measured points in the mesh have a distance to the CAD shorter than 0.16 mm. For the NPCB, 90% of the measured points of the NPCB have a distance to the CAD shorter than 0.11 mm, showing a 31% decrease of the C2M distance. The surface deviation is therefore smaller with the NPCB than with the PCB. Figure 6.5d) shows a SEM picture of the surface of the PCB taken at a location close to the edge of the specimen, as indicated by the red dot on the schematic. The stacking of layers is visible, with the superposition of the 0° and 90° layers. However, the 90° layers exhibit a significant amount of over extrusion, as highlighted in the yellow rectangle. Figure 6.5e) shows an enlargement of the NPCB upper facesheet located close to the edge. The waves observed on the scan appear to be created by the inappropriate overlapping of the 90° filaments, as shown in the yellow rectangle, which is the same issue encountered with the PCB. This over extrusion might be due to printing distance: at such a short printing distance, the 6-DOF robot could not reach its printing speed but kept extruding as if it was printing at 15 mm/s. A more accurate synchronization of the extrusion flowrate with the actual speed of the 6-DOF robot could improve this issue.

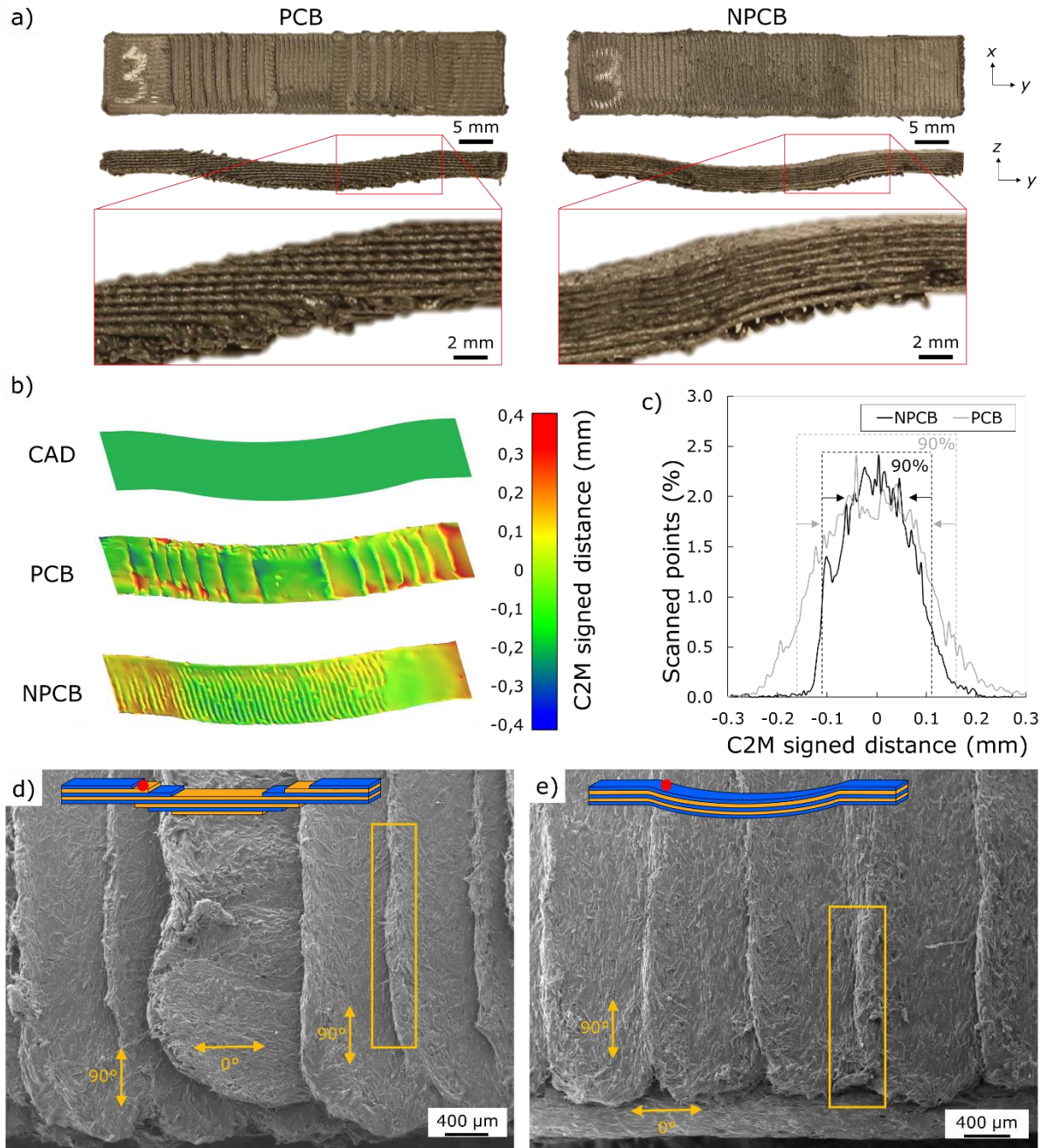


Figure 6.5 Geometrical comparison of the PCB and the NPCB a) Photograph of a PCB (left) and a NPCB (right) from top and side views, in which the layers are visible. The beams were additively manufactured using FFF with CFR-PEEK inside the heating enclosure. b) Comparison of the scanned surface of a PCB and a NPCB to their respective CAD model. The staircase effect is visible on the scan of the PCB, while the color gradient of the NPCB shows its surface is smoother. c) Comparison of the C2M signed distances of the PCB and the NPCB. 90% of the measured C2M distances of the PCB are lower than 0.16 mm, falling to 0.11 mm with the NPCB, confirming that the NPCB specimen has a lower surface deviation than the PCB. d) SEM picture of the surface of the PCB: the stacking of the 0° and 90° layers is visible, as well as some over extrusion in the 90°

direction, due to a short distance extrusion. e) SEM picture of the surface of the NPCB: due to over extrusion, the layers overlap on each other, creating the wavy surface visible on b) because of a short distance extrusion.

6.3.2 Analysis of the curved beams under 3-point bending testing

Figure 6.6a) shows the 3-point bending test setup used. Figure 6.6b) shows the load/displacement curves of the 5 tested specimens of PCB. The load values all linearly increased until failing between ~ 2.8 mm and ~ 3.4 mm of mid-span displacement for maximum loads ranging from ~ 190 N to ~ 220 N. Figure 6.6b) also shows the load/displacement curves of the 5 tested specimens of NPCB. They all failed between ~ 2.6 mm and ~ 3.4 mm for maximum loads ranging from ~ 250 N to ~ 293 N, which are higher loads than for the PCB. The NPCB also exhibited a tougher and more gradual failure than the PCB. Almost all PCB loading curves immediately dropped at the first crack, showing a brittle failure, as opposed to NPCB specimens which did not completely break after the first load drop. None of the five NPCB tested specimens exhibited exterior signs of failure, unlike the PCB specimens, which either broke totally or exhibited cracks on their outer surface. Figure 6.6c) compares the stiffness and the highest supported load of the PCB and the NPCB. The PCB and the NPCB respectively exhibit an average stiffness of 81.4 N/mm (95% confidence interval $CI_{95} = 2.1$ N/mm) and 105.1 N/mm ($CI_{95} = 2.3$ N/mm), which represents a 28% higher value for the NPCB when compared to the PCB. The PCB and the NPCB respectively exhibit a highest supported load of 205.4 N ($CI_{95} = 24.9$ N/mm) and 264.2 N ($CI_{95} = 19.7$ N/mm), which represents a 29% higher value for the NPCB when compared to the PCB. Further investigations were made to analyze the failure of the beams. Figure 6.6d) shows a SEM picture of the broken interface. It seems that the crack did not propagate vertically through the specimen but rather followed a staircase pattern. Most of the broken layers visible from this perspective were oriented along a 0° angle deposition, as confirmed by a zoomed SEM picture on Figure 6.6d)i. The broken fibers are visibly oriented along the yellow arrow, and so are the filaments. One 90° layer is visible on the right of the image, as shown by the red arrow. The orientation of the layer was confirmed by the SEM picture of Figure 6.6d)ii., in which the direction of the fiber generally follows the yellow arrow. This layer is visible because the 0° layer above delaminated. Figure 6.6e) shows a CT-scan picture of a small portion of the fractured beam highlighted by the yellow square on the schematic of another tested PCB specimen. A crack running through the specimen in the yz plane is clearly visible. We can observe that the fracture propagated following the same kind of staircase pattern

as the specimen of Figure 6.6c). The crack propagated vertically between a 90° layer and a 0° layer, then followed the interlayer interface in the direction of the applied load over a distance of $\sim 650 \mu\text{m}$, until it propagated again through the thickness in a 90° layer and a 0° layer, as shown by the red arrows. Figure 6.6f) shows a CT-scan picture of a portion of a tested NPCB specimen highlighted by the yellow square on the schematic. No external sign of fracture could be found on any tested specimen, but delamination occurred inside, leading to the failure of the specimen. According to the scan, it seems that 0° layers delaminated from 90° layers below. These pictures provide insights about the different behaviors of the two types of beams. Both the PCB and the NPCB delaminated between a 90° layer and the 0° layer above. This could be due to the required printing time per type of layer: 90° layers were composed of many short lines of length $\leq 3 \text{ cm}$, preventing the 6-DOF robot from reaching its full targeted speed of 15 mm/s , while 0° layers were composed of longer lines and were then printed at full speed. When printing a 90° layer, the nozzle was slower and spent more time heating the deposition area, and thus probably increased the adhesion between each layer. A downside to this slower deposition was that once printed, the 90° layer had more time to cool down until the printing of the next 0° layer above. The 0° layer was printed faster and on a less heated surface, thereby increasing the risk of delamination between this layer and the previous 90° layer below. However, the NPCB specimen only delaminated between the layers near the mid-plane of the beam, while the PCB specimens failed due to crack propagation through the layers. An increase in the chamber temperature to help reduce the cooling speed and enhance the adhesion is an interesting possibility to investigate for future work.

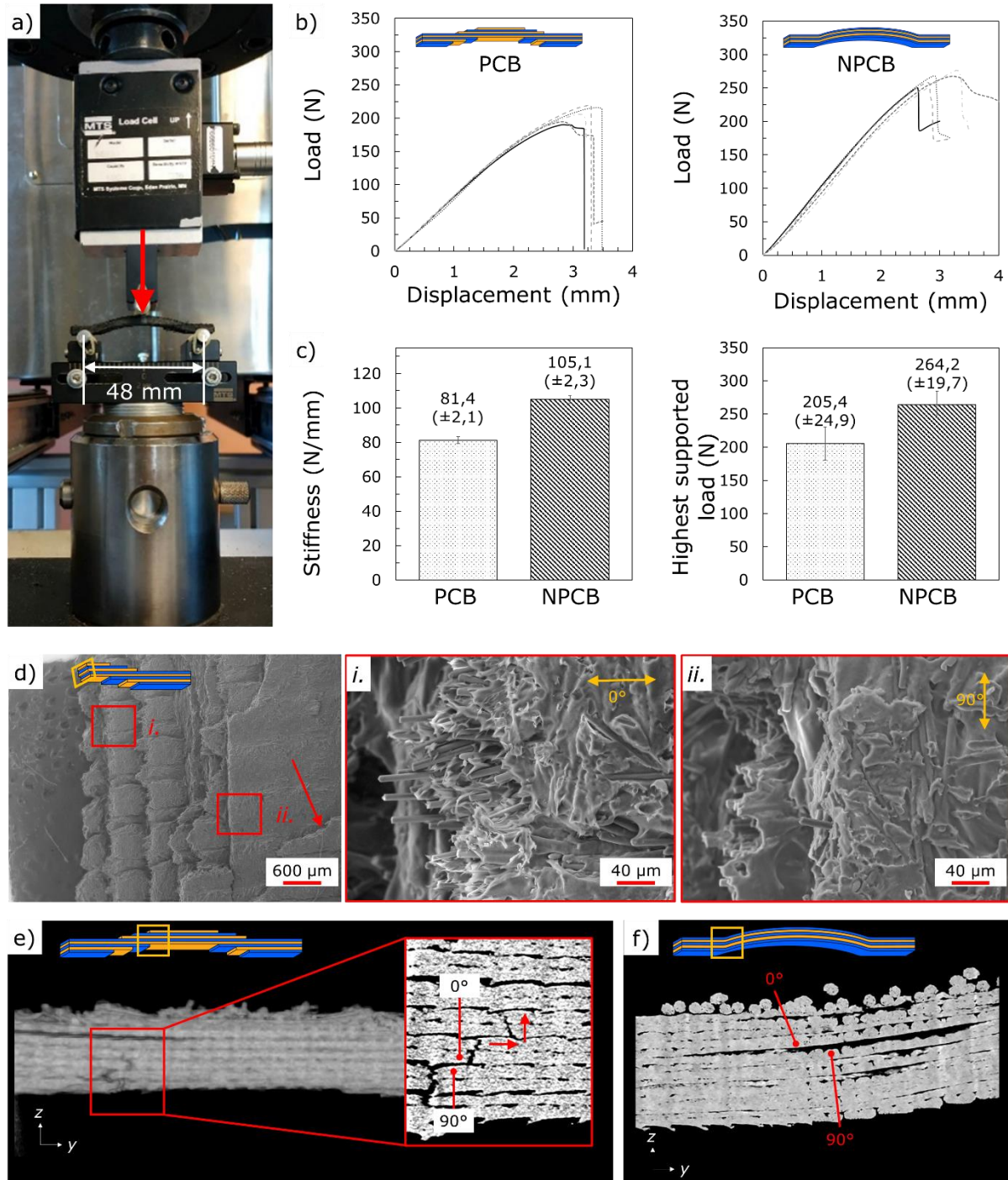


Figure 6.6 Comparison of the mechanical performance of the PCB and the NPCB in 3-point bending. a) Photograph of the 3-point bending test setup with a beam placed on the supports. b) Graph of the load/displacement of the 5 specimens of PCB (brittle and complete failure) and of the 5 specimens of NPCB (tougher and more gradual failure). c) Graph comparing the stiffness and the highest supported load of NPCB and PCB, with 95% confidence intervals indicated between parentheses: NPCB exhibits a stiffness 28% higher and a supported load 29% higher than PCB. d) SEM picture of the fractured surface of one PCB i) SEM picture of a 0° layer, ii) SEM picture of a

90° layer. e) CT-scan picture of a PCB specimen: propagation of the fracture and delamination shown by the arrows on the inset f). CT-scan picture of a NPCB specimen: delamination area between a 90° layer and a 0° layer in the specimen.

6.3.3 Characterization of the non-planar curved sandwich panel

Non-planar curved sandwich panels have been manufactured inside the heating enclosure using the CFR-PEEK material. Figure 6.7a) shows the printing time distribution and the number of layers in each type of zone in the panel. Although there are only 20 layers of the walled scaffold (12% of the total numbers of layers), this zone took a total of 300 minutes to print (36% of the printing time). The stop-and-go due to the walled scaffold prevented the 6-DOF robot from reaching its full speed. The lower/adaptative facesheet and the microsccaffold 30%, however, represent respectively 16% and 23% of the total number of layers, and just needed respectively 18% and 24% of the printing time (i.e., 150 minutes and 200 minutes) to be manufactured. The core also had numerous stop-and-gos due to its hollow geometry: it represents almost 47% of the number of layers (80 layers) but could be printed in 180 minutes (20% of the printing time). A way to improve the manufacture of the panel would be to optimize the toolpath of the 6-DOF robot to reduce the stop-and-go by rounding the corners of the trapezoidal structures.

Figure 6.7b) shows a portion of a modified non-planar sandwich panel which was printed to display the features inside the panel. In Figure 6.7b)i., the partitioned microsccaffold whose infill target is 74% is partially clogged. An example of clogged pores is highlighted in the yellow square, while unclogged pores are visible in the green square. The unclogged pores in the picture have an average surface of $\bar{A} = 0.03 \text{ mm}^2$ ($CI_{95} = 0.02 \text{ mm}^2$), for an average filament width of $\bar{p} = 393 \text{ }\mu\text{m}$ ($CI_{95} = 46 \text{ }\mu\text{m}$), representing an infill percentage of 70%. In the lower part of the picture, the filaments are fused together, and their average width is $\bar{p} = 414 \text{ }\mu\text{m}$ ($CI_{95} = 11 \text{ }\mu\text{m}$). The printability index S of the scaffold is 0.78, which is not considered as an acceptable value because too many defects could affect the acoustic performance and weaken the structure. On Figure 6.7b)ii., the microsccaffold 30% has an average filament width of $\bar{p} = 401 \text{ }\mu\text{m}$ ($CI_{95} = 27 \text{ }\mu\text{m}$) and an average pore surface $\bar{A} = 0.80 \text{ mm}^2$ ($CI_{95} = 0.07 \text{ mm}^2$), which means an infill percentage of 31%, very close to the targeted 30%. The printability index S is 0.97, which is higher than the fixed threshold of 0.95. The difference between the two scaffolds could be explained by two aspects: the walled microsccaffold 74% is denser, and partitioned. The walled partitioning of the microsccaffold 74% reduced the printing distance, thereby inducing an over extrusion and then

blocking the pores, which is not the case for the microsccaffold 30% that is not walled. A similar phenomenon happened with the curved beams detailed in Section 6.3.1. Figure 6.7b)iii. shows an optical microscope picture of the flat sidewall of a panel, at the level of the trapezoidal core. The average layer thickness is $\bar{p} = 200 \text{ } \mu\text{m}$ ($\text{CI}_{95} = 12 \text{ } \mu\text{m}$) and no major defects are visible. Figure 6.7c) shows a picture of a 3D printed CFR-PEEK sandwich panel, with a zoomed in picture showing the side of the panel. Although the vertical walls above the trapezoidal structures can be considered well printed, the inclined walls of the acoustic core present more defects (red and blue arrows). The red arrows show holes on the edge of a trapezoidal cell. The filaments did not reach the end of their extrusion path. This could be due to the deposition speed during the back-and-forth printing pattern being too high. Avoiding this toolpath would help solve this issue without reducing the speed. Rounding the sharp corners of the trapezoidal shapes should also help improving the deposition of the material and reducing the defects highlighted by the red arrows. The blue arrows show entire layers that did not stick to the underlying layers on an inclined wall of a trapezoidal cell, thereby creating a gap between layers. The 6-DOF robot seemed to struggle extruding a single filament along an inclined direction. However, along the z axis, it could perfectly print a single extrusion wall, as seen in Figure 6.7b)iii. To keep such an inclined wall, a solution would be to decrease the printing speed when manufacturing these specific structures to reduce the production of defects, or to build a larger wall consisting of at least two filaments of thickness.

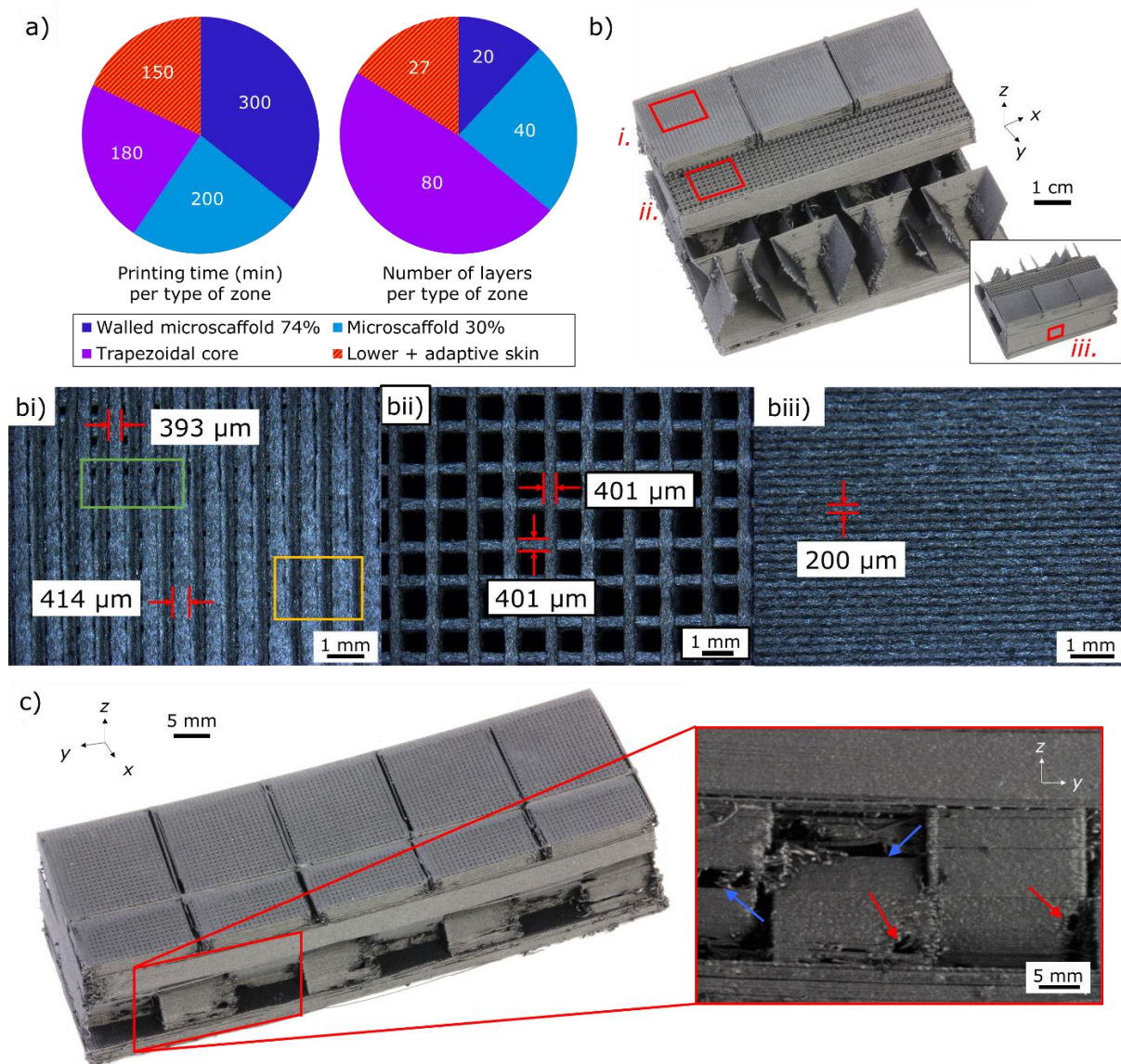


Figure 6.7 Geometry of the non-planar sandwich panel. a) Pie charts of the printing time distribution and the number of layers for each zone of the non-planar panel. b) Photograph of a piece of non-planar curved sandwich panel printed to display the internal layers: i) Optical microscope picture of the upper facesheet of the panel (walled microscaffold 74%), in which many pores are clogged due to a mismatch between the path distance and the material flowrate, with a scaffold printability index $S = 0.78$. ii) Optical microscope picture of microscaffold 30%, in which filaments have an average diameter of $401 (\pm 14) \mu\text{m}$ and a scaffold printability index $S = 0.97$, iii) Optical microscope picture of the side of the specimen, in which the layers have a constant thickness of $200 \mu\text{m}$. c) Photograph of the CFR-PEEK non-planar sandwich panel inclined walls. Two types of defects: printing path (red), angled superposition of single extrusion filaments (blue). However, the vertical wall above presents no visible defects.

Figure 6.8a) shows a comparison of the CAD of the sandwich panel to its scanned surface on the printed demonstrator, on which a color scale indicates the C2M signed distances. On the top

surface, the longest measured C2M signed distances are 0.5 mm and -0.3 mm. These maximum values can be found in the upper corners of the panel, as shown in green in Figure 6.8a). The overall maximum C2M signed distance of -2.5 mm was found on one of the short sides of the panel (in blue on the figure). Figure 6.8b) shows a graph of the distribution of the C2M signed distances of the upper skin of the panel: the peak is narrow and centered in 0. Indeed, ~90% of the distances were comprised between ± 0.22 mm, which is acceptable considering the overall dimension of the panel and the fact that a single layer has a thickness of 0.2 mm. Figure 6.8c) shows a graph of the distribution of the C2M signed distances of the curved sides: ~90% of the distances are comprised between ± 0.55 mm. The distance is higher than with the upper skin but is similar to what was found on a planar print of acoustic cells in Supplementary Figure S3. The surface deviation of the curved side is acceptable, although it could probably be lowered with a more accurate calibration of the 6-DOF robot. Figure 6.8d) shows the graph of the distribution of the C2M signed distances of the short sides of the panel. This graph does not have a narrow peak centered in 0 like the two previous graphs do, but rather spreads between -1.5 mm and 1 mm with peaks around -1.5 mm, -1 mm, 0 mm and 1 mm. When looking at Figure 6.8a), the C2M distances of the short sides are not uniform: some large areas are green, yellow or blue and they are each time delimited by their intersection with the core (the pattern of the trapezoidal shape is visible on the scan, which is not the case with the CAD part). Each type of color would represent a peak on the graph. Since each area has a uniform color, the difference of C2M distance was attributed to a misinterpretation of the custom slicer rather than to warping or deformation occurring during the print. The short side was not interpreted as a uniform flat surface but rather as a combination of smaller surfaces separated by the intersections with the vertical walls of the trapezoidal shapes, inducing a shift between their position in the CAD file and their position once printed.

The complex printed structure (e.g., with many overhangs, single extrusion walls, non-planar deposition, variation of extrusion thickness through the same layers), composed of several types of non-planar stackings (e.g., plain layers, trapezoidal core, microsccaffold), fitted the double curvature surface of the aircraft casing. A larger nozzle could reduce the printing time, however the thickness of the walls in the core would increase, and the filaments in the microsccaffold would be thicker. A compromise must be found between the minimum extrusion feature and the manufacturing time. Two printheads (one large and one small) could be implemented, but a system to calculate and avoid the collisions due to the change of toolhead and non-planar specimens would be required.

The tool could also be changed during the manufacture, using first a large nozzle for the adaptive layer and then a thin nozzle for the acoustic. Using a non-planar heating bed could reduce the printing time as printing supports would no longer be required. However, it means a custom bed would be required for each different non-planar print.

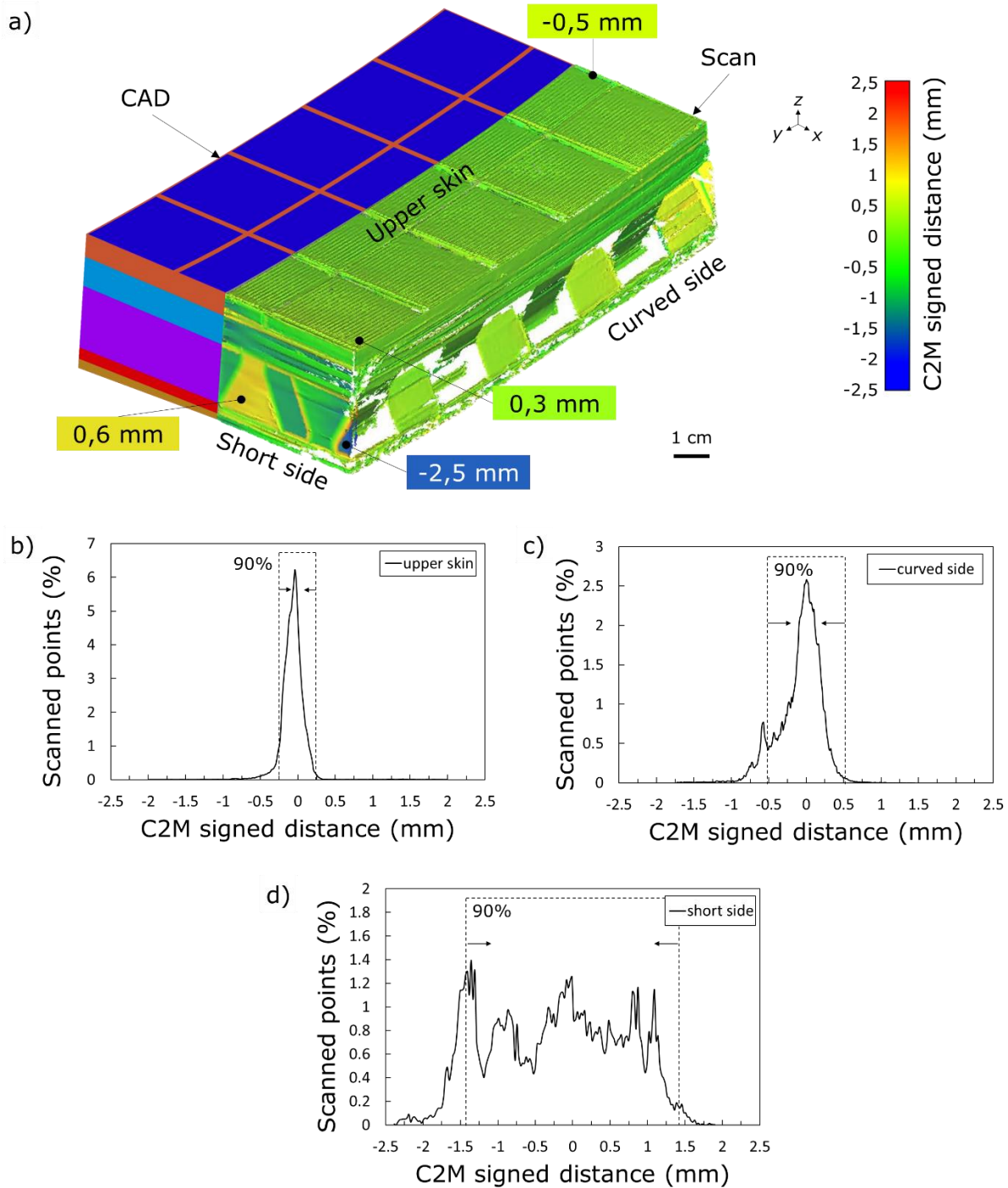


Figure 6.8 Dimensional analysis of the non-planar curved sandwich panel a) Comparison of the reference CAD of a non-planar sandwich panel with its scanned surface. The highest C2M signed distance on the upper skin is ± 0.28 mm. b) Graph of the C2M signed distance of the upper surface of the non-planar sandwich panel: 90% of the measured distances are comprised between ± 0.22 mm. c) Graph of the C2M signed distance of the upper surface with the acoustic cells of the non-planar sandwich panel: 90% of the measured distances are comprised between ± 0.55 mm. d) Graph of the C2M signed distance of the upper surface of the non-planar sandwich panel: 90% of the

measured distances are comprised between ± 1.45 mm, but this larger variation is due to the slicing method.

6.4 Conclusion

A 6-DOF robotic platform with a heating enclosure was successfully used to enable the non-planar additive manufacturing of HTRT structures. NPCB specimens have shown a $\sim 31\%$ decrease in the surface deviation compared to PCB specimens, as well as a $\sim 28\%$ increase in stiffness during a 3-point bending test. A sandwich structure composed of 6 distinct zones was also manufactured using the 6-DOF robot and the enclosure, thereby showing the versatility of the 3D printing infrastructure and some of its current limitations. The robotic system was capable of printing sophisticated non-planar structures with high precision, such as single wall extrusions and microscaffolds inside the same structure, although short distance extrusion (e.g., corners of the trapezoidal core) and inclined single extrusion (e.g., sidewalls of the core) are still a challenge. Future work will focus on adjusting the extrusion to the 6-DOF robot's real speed during small extrusion distances to reduce over extrusion and improve the printability of dense scaffolds. A higher and more homogenous temperature is also a crucial point to improve. Another task will be to increase the printing speed by investigating pellets extruders, and therefore legitimizing the use of a robotic platform for large scale non-planar additive manufacturing. This research contributes to push the limits of HTRT non-planar FFF by presenting a process to manufacture multi-functional sandwich panels. The parts printed with our setup could have direct applications for custom noise-reduction production in the aerospace field. Non-planar HTRT scaffold printing could also have applications in the biomedical field.

Acknowledgments

The authors acknowledge the financial support from the FACMO Chair supported by the Natural Sciences and Engineering Research Council of Canada (NSERC, CRDPJ 514761-1), the Canada Foundation for Innovation (CFI, Project #36450), the Government of Québec (Project #36450), and Safran Group (France). The authors also acknowledge the help of Marie-Hélène Bernier with the CT-scan measurements, Claire Circlé and Dogan Aslan with the SEM measurements, Yanik Landry-Ducharme with technical assistance, and Arthur Sadaa for the training on DragonFly.

6.5 Supplementary Material

Enclosure temperature measurements

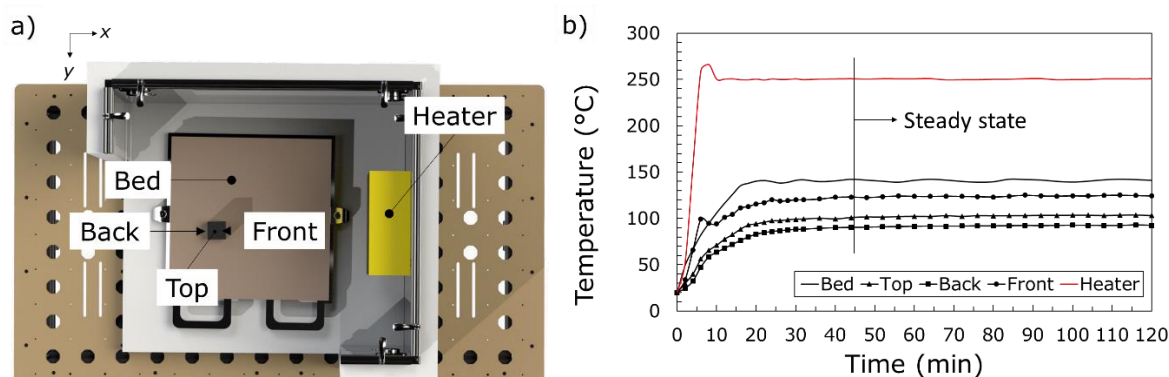


Figure S1 Temperature measurements inside the heating enclosure. a) Top view schematic of the enclosure with the locations of the different thermocouples. Three thermocouples are fixed on a cubic CFR-PEEK printed part: one on the face facing the heater (Front), one on its opposite side (Back), and one on the top surface (Top). Another thermocouple is taped to the bed, close to the cube (Bed), and another one measures the temperature of the heater. b) Graph of the temperature measured by five different thermocouples inside the enclosure. The temperature of each thermocouple stabilizes after 45 minutes of heating.

Table S2 Average temperatures measured inside the heating enclosure after temperature stabilization (45 minutes), with the standard deviation indicated between parentheses.

Thermocouple name	Average temperature between 45 and 120 min (°C)
Front	124.0 (± 0.7)
Back	91.7 (± 0.8)
Top	102.4 (± 1.0)
Bed	140.7 (± 1.1)

Core of the sandwich panel: acoustic shapes

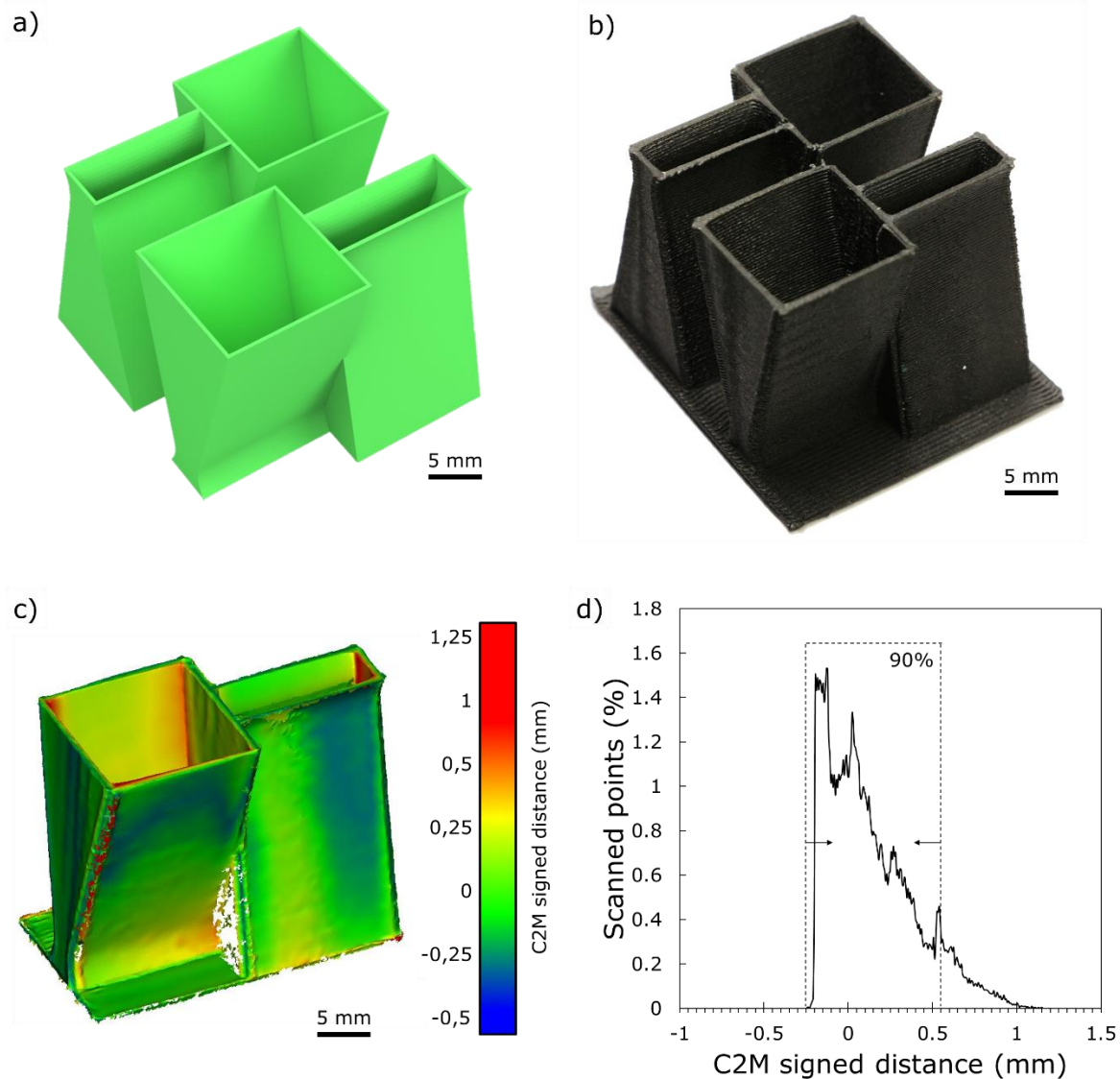


Figure S3 Hollow trapezoidal shapes a) Schematic of the acoustic cell composed of four trapezoidal hollow shapes alternatively turned upside down. b) Picture of a cell printed with CFR-PEEK inside the heating enclosure. c). Comparison of the scanned surface of a 3D-printed half-cell to its CAD model. Over extrusion is visible in light red in the internal edges of the trapezoidal hollow shape. d) Graph of the C2M signed distance of the half-cell: 90% of the measured distances are comprised between -0.25 mm and +0.55 mm.

CHAPITRE 7 DISCUSSION GÉNÉRALE

Au travers des précédents chapitres, nous avons montré qu'il était possible de fabriquer additivement un panneau sandwich multifonctionnel en PRHT non-planaire. Cependant, il reste des défis à aborder tels que : la réduction du temps d'impression, l'allègement des panneaux et l'amélioration de l'impression de matériaux en PRHT.

Un long temps de fabrication est un souci majeur en termes de productivité. Le temps d'impression des panneaux du chapitre 4 est conséquent : entre 9h15 pour le panneau le plus rapide, imprimé avec une géométrie TC et une buse de 0,8 mm de diamètre et 19h50 pour le panneau le plus long, en nid d'abeille imprimé avec une buse de 0,4 mm de diamètre. Le temps de fabrication d'un panneau non-planaire fabriqué au chapitre 6 est de 14 heures, excluant le temps nécessaire pour imprimer les supports. En supposant que les panneaux soient imprimés à même le carter, il faudrait 96 panneaux, soit environ 1300 heures d'impression, pour recouvrir la surface du carter du moteur, ce qui n'est pas réaliste d'un point de vue industriel. Cependant, augmenter la vitesse présente plusieurs problèmes : comme vu dans le chapitre 5, plus les micro-treillis sont imprimés rapidement, moins ils maintiennent leur géométrie et des débris viennent obstruer les porosités. Une recherche supplémentaire (Annexe B) a montré que les micro-treillis peuvent être bouchés jusqu'à 30 % de leur volume total avant que cela n'influe sur leurs propriétés acoustiques (on passe d'un pic d'absorption à 100 % pour le micro-treillis témoin à 97 % pour un micro-treillis dont 30 % du volume est bouché). Une solution pour accélérer le processus d'impression pourrait être d'utiliser des extrudeurs à granules. En effet, le débit d'impression est beaucoup plus élevé (jusqu'à 10 fois plus) qu'avec un extrudeur à filament. Cependant, les pièces imprimées avec cette technologie ont des parois épaisses et peu de détails ou de courtes distances d'extrusion comme sur les panneaux présentés dans cette recherche. De plus, la plateforme robotisée produit de la sur-extrusion pendant la fabrication sur de courtes distances à cause d'un mauvais ajustement du débit par rapport à la vitesse de déplacement du bras robot. Il faudrait alors mieux calculer la vitesse du bras en temps réel pour adapter la vitesse d'extrusion. Utiliser un extrudeur à granules pour fabriquer la peau inférieure du panneau, voire un système de dépose AFP (*Automated Fiber Placement*), pourrait être un compromis pour fabriquer rapidement les parties du panneau qui nécessitent un dépôt de matière important. Il pourrait être également envisageable de concevoir un système d'impression multi-buses pour fabriquer les micro-treillis, qui représentent un coût de temps élevé dans le panneau.

Un enjeu important lors de la fabrication des panneaux est de les rendre les plus légers possible. En effet, un avion plus léger consomme moins de carburant. Pour cela, des essais ont été réalisés dans le chapitre 4 : les âmes des panneaux ont été imprimées avec des parois épaisses de 0,4 mm et 0,8 mm et comparées en flexion 3-points. Il en résulte que la diminution des performances mécaniques en flexion est trop importante par rapport à la diminution de la masse. L'utilisation d'une buse encore plus fine (0.25 mm) pour imprimer l'âme des panneaux du chapitre 5 avait été investiguée dans l'Annexe C. Des démonstrateurs acoustiques à un résonateur de Helmholtz ont été imprimés afin de vérifier si utiliser une buse de diamètre aussi faible ne posait pas de problème au niveau de l'étanchéité des parois d'un point de vue acoustique (en effet, des porosités dans une paroi pourraient provoquer des perturbations). Le pic d'absorption acoustique de l'échantillon avec une paroi de 0,25 mm d'épaisseur est quasiment superposé à celui de l'échantillon avec une paroi de 0,5 mm (il y a un faible décalage de ~ 8 Hz). Malgré une épaisseur de paroi très faible, les performances acoustiques sont bonnes et ne semblent pas présenter d'anomalies. Même si les performances acoustiques sont identiques à celles d'un échantillon avec des parois plus épaisses, les tentatives d'imprimer des pièces plus grosses ont échoué, la buse se bouchant invariablement à un moment ou un autre du processus d'impression. La buse de 0,4 mm de diamètre a donc été gardée mais des essais avec une buse de 0,3 mm de diamètre pourraient être envisagés. Une autre possibilité est de changer le matériau de l'âme du panneau, comme essayé dans le chapitre 6. Des panneaux avec une âme imprimée en PEEK et d'autres avec une âme imprimée en PEEK renforcé ont été comparés en flexion 3-points. Il s'avère qu'entre deux panneaux avec une géométrie identique, les panneaux avec un cœur non-renforcé ont une rigidité plus élevée de 18 %. Cependant, un système de deux têtes d'impression à deux matériaux est beaucoup plus compliqué à mettre en place pour des impressions non-planaires, à cause de l'encombrement autour de la buse et de la programmation des changements d'outils et des parcours pour éviter les collisions entre la tête qui n'imprime pas et la pièce. Une solution pourrait être d'avoir deux robots avec chacun une tête pour un matériau ou, dans un contexte industriel, de prévoir une plateforme de fabrication pour chaque étape.

Enfin, la température est un défi majeur concernant l'impression des PRHT. Même si 120°C est une température suffisante pour produire des pièces sans qu'elles ne subissent des déformations résiduelles trop importantes, cela n'est pas assez. En effet, les essais réalisés dans les chapitres 5 et 6 montrent un important délaminage entre les couches de PEEK-CF30. Afin de pallier ce problème,

un système de chauffage local à air chaud avait été testé sur la plateforme robotisée pour augmenter l'adhésion entre les couches (Annexe D). Le but était de réchauffer la couche sur laquelle est déposé le filament déposé et de ralentir le refroidissement. Cependant, ce système n'était pas adapté à de l'impression non-planaire et provoquait un fort encombrement autour de la buse. La température de la chambre d'impression devrait donc être augmentée, afin d'atteindre des températures similaires à celles des imprimantes commerciales pour PRHT les plus élevées ($\sim 250^{\circ}\text{C}$). Cela nécessite cependant de fabriquer une chambre capable de supporter des températures aussi élevées (et donc d'isoler le poignet du bras robot, qui ne résiste pas à plus de 60°C), ainsi que de vérifier l'impact de la dilatation thermique sur la précision des impressions.

CHAPITRE 8 CONCLUSION

8.1 Conclusion

Lors de ce travail de doctorat, l'utilisation de la FFF pour obtenir des structures sandwich multifonctionnelles a été investiguée sous différents angles. Les conclusions issues des différents chapitres sont les suivantes :

- Une preuve de concept d'un panneau sandwich en PLA obtenu par FFF contenant un motif répétable de cinq RH a été comparé acoustiquement et mécaniquement en flexion 3-points à un panneau de référence de même densité fabriqué dans les mêmes conditions avec une âme en nid d'abeille. La géométrie développée permet d'obtenir un spectre d'absorption supérieur à 90 % sur une plage de fréquence de 517 Hz, entre 643 Hz-1160 Hz. Le pic d'absorption à la fréquence la plus basse du panneau (651 Hz) a une valeur de 0,98. Lorsque ce pic a été recréé avec l'âme en nid d'abeille de référence, l'absorption a atteint une valeur maximale de 0,7 à 681 Hz, soit 28 % de moins. Le panneau contenant les 5 RH a également une rigidité en flexion 10 % supérieure à celle du panneau de référence.
- Des panneaux sandwich ont ensuite été imprimés en PRHT. Un panneau de référence en nid d'abeille avec des peaux pleines a été imprimé en PEEK-30CF avec une imprimante commerciale à enceinte chauffée. La rigidité de ce panneau a été comparée à celles de panneaux dont la peau supérieure était imprimée en micro-treillis et de panneaux dont l'âme a été imprimée en PEEK pur, avec un motif de nid d'abeille et un motif TC comme celui développé dans le chapitre 4. Les panneaux avec une peau supérieure en micro-treillis ont une rigidité plus faible que le panneau de référence mais si la perte de masse est prise en compte, la rigidité spécifique est similaire. Les panneaux avec une âme en PEEK pur ont une rigidité 18 % plus élevée pour la géométrie nid d'abeille et 66 % plus élevée pour la géométrie TC, bien que ce résultat soit contre-intuitif.
- Une plateforme pour la FFF non-planaire de PRHT a été construite, utilisant un bras robotisé 6-axes, une enceinte chauffante pouvant atteindre 120 °C et un *slicer* non-planaire permettant un dépôt de filament normal à surface d'impression ainsi qu'une variation d'épaisseur au sein d'une même couche d'impression. Des essais préliminaires sur des poutres courbées imprimées en PEEK-30CF ont permis de montrer l'intérêt de l'impression non-planaire pour ce genre de pièces : la précision de la surface est améliorée de 31 % et la

rigidité des poutres a augmenté de 28 % entre les poutres courbées imprimées de manière planaire et de manière non-planaire. Une structure sandwich non-planaire dont la géométrie est issue des chapitres 4 et 5 a également été imprimée en PEEK-30CF pour montrer la versatilité des géométries imprimables avec l'infrastructure développée. Elle combine des structures trapézoïdales à paroi mince (d'un filament de large) et deux types de micro-treillis (dont un compartimenté).

8.2 Recommandations

Des recommandations sont faites ci-dessous pour poursuivre le travail développé dans cette thèse.

Impression de PRHT

- La température d'enceinte devrait être augmentée. En effet, la température atteinte dans la AON M2-2020 et dans l'enceinte fabriquée pour ce projet permet d'obtenir une température suffisante pour imprimer les pièces sans que celles-ci ne subissent un gauchissement trop important mais l'adhésion entre les couches serait améliorée avec une température se rapprochant de 250°C, ce qui est la température des derniers modèles des imprimantes FFF à atmosphère chauffée.
- La température devrait être homogène. Malgré le revêtement installé sur les parois intérieures de l'enceinte du chapitre 6, le gradient de température est élevé dans l'enceinte, selon l'emplacement du capteur. Idéalement, des systèmes de chauffage infrarouges devraient être répartis sur les quatre murs de l'enceinte afin de permettre un chauffage plus homogène et ainsi améliorer la qualité des pièces imprimées.
- L'enceinte du chapitre 6 devrait être reconstruite avec des matériaux capables de résister à une température plus élevée, ce qui n'est actuellement pas le cas. Elle devrait également être agrandie afin de réduire les risques de collision entre le bras et la tête pour permettre des impressions de plus grandes dimensions ou de courbure plus accentuée.
- Les porosités dans le matériau et les défauts d'impression devraient être quantifiés et leur impact sur les propriétés acoustiques et mécaniques des panneaux devraient être mesurées.

Réduction du temps d'impression

- Pour une application dans un cadre industriel, le temps d'impression actuel des pièces en PRHT est bien trop élevé. Chaque partie du panneau sandwich pourrait être effectuée par une tête plus adaptée à la fabrication souhaitée sur une chaîne de production avec un bras robot dédié.
- La peau du bas pourrait être fabriquée par AFP : il s'agit en effet d'une peau pleine et l'imprimer avec une buse de 0,4 mm de diamètre n'est pas optimal.
- Les micro-treillis pourraient être fabriqués en utilisant une multibuse. Ce genre de modèle est en cours de développement dans notre groupe de recherche, mais ne fonctionne actuellement que pour quatre filaments à la fois pour du PLA. Il serait possible d'imaginer un système de vis fourni en granulés au bout duquel serait installée une rangée de buses en peigne, comme cela a déjà été développé pour la fabrication par écriture directe de composites thermodurcissables [164].
- Fabriquer les parois de l'âme plus rapidement est cependant délicat : une extrusion plus rapide signifie généralement une buse d'un diamètre plus important, ce qui fait alourdir la structure. Une autre option serait d'installer deux buses (ou plus) distinctes capables d'imprimer en parallèle (et non plus une multibuse parce que les filaments ne sont pas aussi rapprochés) mais cela demande énormément de programmation en amont pour calculer des trajectoires évitant toutes collisions.

Trajectoire d'impression

- La trajectoire d'impression lors de la génération de G-code est améliorable afin de réduire le temps d'impression et choisir un parcours adapté afin de réduire les défauts d'impression des structures.
- La trajectoire d'impression effectuée par le bras robot peut également être améliorée pour mieux coordonner les petites distances d'extrusion à la vitesse du bras, afin de réduire la sur-extrusion qui apparaît sur les dépôts de moins de 3 cm de long.

Adhésion du PEEK avec d'autres matériaux

- Ce sujet n'a pas été abordé dans le cœur de la thèse mais le panneau en PEEK-30CF repose sur un *carter* en composite thermodurcissable. Le PEEK est un matériau inerte chimiquement, ce qui rend son adhésion à un autre matériau assez complexe. Afin que le panneau adhère à la surface du carter, il sera nécessaire d'investiguer des traitements de surface. Les mêmes enjeux se posent concernant le revêtement en matériaux abrasables déposé sur le panneau sandwich, comme l'exemple montré dans l'Annexe E.

Test de la preuve de concept

- Il faudrait pouvoir faire des essais acoustiques sur un carter complet, afin de valider les performances acoustiques des structures sandwich imprimées demandés par le partenaire industriel.
- Pour finir, il faudrait également performer des essais mécaniques de flexion 3-point et d'impact de grêle sur les panneaux non-planaires, afin de vérifier qu'ils valident les critères demandés par le partenaire industriel.

RÉFÉRENCES

- [1] European Commission and Europäische Kommission, Eds., *Flightpath 2050: Europe's vision for aviation ; maintaining global leadership and serving society's needs ; report of the High-Level Group on Aviation Research*. in Policy / European Commission. Luxembourg: Publ. Off. of the Europ. Union, 2011.
- [2] J. G. Lowry, "The NASA Acoustically Treated Nacelle Program," *The Journal of the Acoustical Society of America*, vol. 48, no. 3C, pp. 780–782, Sep. 1970, doi: 10.1121/1.1912207.
- [3] A. Dubourg, "Intégration de structures absorbantes acoustiques innovantes au sein d'une turbosoufflante," masters, École Polytechnique de Montréal, 2015. Accessed: May 20, 2021. [Online]. Available: <https://publications.polymtl.ca/2045/>
- [4] "New manufacturing milestone: 30,000 additive fuel nozzles | GE Additive." Accessed: Jul. 04, 2023. [Online]. Available: <https://www.ge.com/additive/stories/new-manufacturing-milestone-30000-additive-fuel-nozzles>
- [5] S. C. Joshi and A. A. Sheikh, "3D printing in aerospace and its long-term sustainability," *Virtual and Physical Prototyping*, vol. 10, no. 4, pp. 175–185, Oct. 2015, doi: 10.1080/17452759.2015.1111519.
- [6] T. Saracyakupoglu, "The Qualification of the Additively Manufactured Parts in the Aviation Industry," *American Journal of Aerospace Engineering*, vol. 6, no. 1, Art. no. 1, Aug. 2019, doi: 10.11648/j.ajae.20190601.11.
- [7] D. Frunzaverde *et al.*, "The Influence of the Printing Temperature and the Filament Color on the Dimensional Accuracy, Tensile Strength, and Friction Performance of FFF-Printed PLA Specimens," *Polymers*, vol. 14, no. 10, Art. no. 10, Jan. 2022, doi: 10.3390/polym14101978.
- [8] Q. Sun *et al.*, "Warp deformation model of polyetheretherketone composites reinforced with carbon fibers in additive manufacturing," *Mater. Res. Express*, vol. 8, no. 12, p. 125305, Dec. 2021, doi: 10.1088/2053-1591/abeec8.
- [9] M. Rafiee, R. D. Farahani, and D. Therriault, "Multi-Material 3D and 4D Printing: A Survey," *Advanced Science*, vol. 7, no. 12, p. 1902307, 2020, doi: 10.1002/advs.201902307.
- [10] A. Mahmood, T. Akram, H. Chen, and S. Chen, "On the Evolution of Additive Manufacturing (3D/4D Printing) Technologies: Materials, Applications, and Challenges," *Polymers (Basel)*, vol. 14, no. 21, p. 4698, Nov. 2022, doi: 10.3390/polym14214698.
- [11] "3D Printing in Space Industry | EOS." Accessed: Jun. 19, 2023. [Online]. Available: <https://www.eos.info/en/innovations/all-3d-printing-applications/aerospace/space-propulsion-satellites>
- [12] S. H. Khajavi, J. Partanen, and J. Holmström, "Additive manufacturing in the spare parts supply chain," *Computers in Industry*, vol. 65, no. 1, pp. 50–63, Jan. 2014, doi: 10.1016/j.compind.2013.07.008.
- [13] I. Esmail, "3D Printing Helps Prepare Blood Samples on the ISS," AON3D. Accessed: Jun. 19, 2023. [Online]. Available: <https://www.aon3d.com/case-study/why-the-canadian-space-agency-chose-3d-printing/>
- [14] D. Therriault, S. R. White, and J. A. Lewis, "Chaotic mixing in three-dimensional microvascular networks fabricated by direct-write assembly," *Nature Mater*, vol. 2, no. 4, Art. no. 4, Apr. 2003, doi: 10.1038/nmat863.

- [15] L. L. Lebel, B. Aissa, M. A. E. Khakani, and D. Therriault, "Ultraviolet-Assisted Direct-Write Fabrication of Carbon Nanotube/Polymer Nanocomposite Microcoils," *Advanced Materials*, vol. 22, no. 5, pp. 592–596, 2010, doi: 10.1002/adma.200902192.
- [16] R. L. Truby and J. A. Lewis, "Printing soft matter in three dimensions," *Nature*, vol. 540, no. 7633, Art. no. 7633, Dec. 2016, doi: 10.1038/nature21003.
- [17] N. Nawafleh and E. Celik, "Direct Write Additive Manufacturing of High-Strength, Short Fiber Reinforced Sandwich Panels," 2020.
- [18] Y. Abderrafai *et al.*, "Additive manufacturing of short carbon fiber-reinforced polyamide composites by fused filament fabrication: Formulation, manufacturing and characterization," *Materials & Design*, vol. 214, p. 110358, Feb. 2022, doi: 10.1016/j.matdes.2021.110358.
- [19] J. Sandler, P. Werner, M. S. P. Shaffer, V. Demchuk, V. Altstädt, and A. H. Windle, "Carbon-nanofibre-reinforced poly(ether ether ketone) composites," *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, vol. 33, no. 8, pp. 1033–1039, Aug. 2002, doi: 10.1016/S1359-835X(02)00084-2.
- [20] P. Wang *et al.*, "Preparation of short CF/GF reinforced PEEK composite filaments and their comprehensive properties evaluation for FDM-3D printing," *Composites Part B: Engineering*, vol. 198, p. 108175, Oct. 2020, doi: 10.1016/j.compositesb.2020.108175.
- [21] Q. Li, W. Zhao, Y. Li, W. Yang, and G. Wang, "Flexural Properties and Fracture Behavior of CF/PEEK in Orthogonal Building Orientation by FDM: Microstructure and Mechanism," *Polymers*, vol. 11, no. 4, p. 656, Apr. 2019, doi: 10.3390/polym11040656.
- [22] K. Rodzeń, E. Harkin-Jones, M. Wegrzyn, P. K. Sharma, and A. Zhigunov, "Improvement of the layer-layer adhesion in FFF 3D printed PEEK/carbon fibre composites," *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, vol. 149, p. 106532, Oct. 2021, doi: 10.1016/j.compositesa.2021.106532.
- [23] S. Sommacal, A. Matschinski, K. Drechsler, and P. Compston, "Characterisation of void and fiber distribution in 3D printed carbon-fiber/PEEK using X-ray computed tomography," *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, vol. 149, p. 106487, Oct. 2021, doi: 10.1016/j.compositesa.2021.106487.
- [24] Md. H. Ali, N. Mir-Nasiri, and W. L. Ko, "Multi-nozzle extrusion system for 3D printer and its control mechanism," *Int J Adv Manuf Technol*, vol. 86, no. 1, pp. 999–1010, Sep. 2016, doi: 10.1007/s00170-015-8205-9.
- [25] C. Bao, H. Moeinnia, T.-H. Kim, W. Lee, and W. S. Kim, "3D Structural Electronics Via Multi-Directional Robot 3D Printing," *Advanced Materials Technologies*, vol. 8, no. 5, p. 2201349, 2023, doi: 10.1002/admt.202201349.
- [26] D. Ahlers, F. Wasserfall, N. Hendrich, and J. Zhang, "3D Printing of Nonplanar Layers for Smooth Surface Generation," in *2019 IEEE 15th International Conference on Automation Science and Engineering (CASE)*, Vancouver, BC, Canada: IEEE, Aug. 2019, pp. 1737–1743. doi: 10.1109/COASE.2019.8843116.
- [27] "Typhoon™ Fast Print & High Flow Rate 3D Printer Extruder," DYZE DESIGN. Accessed: Jun. 24, 2023. [Online]. Available: <https://dyzedesign.com/typhoon-extruder/>
- [28] "Max volumetric speed | Prusa Knowledge Base." Accessed: Jun. 22, 2023. [Online]. Available: https://help.prusa3d.com/article/max-volumetric-speed_127176
- [29] P. S. Mhatre, "Process Planning for Concurrent Multi-nozzle 3D Printing".
- [30] P. M. Hergenrother, "The Use, Design, Synthesis, and Properties of High Performance/High Temperature Polymers: An Overview:," *High Performance Polymers*, Jul. 2016, doi: 10.1177/095400830301500101.

- [31] S. M. Kurtz and J. N. Devine, "PEEK biomaterials in trauma, orthopedic, and spinal implants," *Biomaterials*, vol. 28, no. 32, pp. 4845–4869, Nov. 2007, doi: 10.1016/j.biomaterials.2007.07.013.
- [32] R. I. Shekar, T. M. Kotresh, P. M. D. Rao, and K. Kumar, "Properties of high modulus PEEK yarns for aerospace applications," *Journal of Applied Polymer Science*, vol. 112, no. 4, pp. 2497–2510, 2009, doi: 10.1002/app.29765.
- [33] "TECAFIL PEI 9085 natural 1,75 mm | Ensinger." Accessed: Nov. 10, 2023. [Online]. Available: <https://www.ensingerplastics.com/en/filaments/tecafil-pei-9085-natural-1-75-mm>
- [34] "TECAFIL PEEK EV natural - 1,75 mm | Ensinger." Accessed: Aug. 14, 2023. [Online]. Available: <https://www.ensingerplastics.com/en/filaments/tecafil-peek-ev-natural-1-75-mm>
- [35] "TECAFIL PEEK VX natural - 1,75 mm | Ensinger." Accessed: Jun. 20, 2023. [Online]. Available: <https://www.ensingerplastics.com/en/filaments/tecafil-peek-vx-natural-1-75-mm>
- [36] "TECAFIL PEEK VX CF30 black 1,75 mm | Ensinger." Accessed: Aug. 14, 2023. [Online]. Available: <https://www.ensingerplastics.com/en/filaments/tecafil-peek-vx-cf30-black-1-75-mm>
- [37] "TECAFIL PEEK EV CF30 black - 1,75 mm | Ensinger." Accessed: Aug. 14, 2023. [Online]. Available: <https://www.ensingerplastics.com/en/filaments/tecafil-peek-ev-cf30-black-1-75-mm>
- [38] J. D. Kechagias, N. Vidakis, M. Petousis, and N. Mountakis, "A multi-parametric process evaluation of the mechanical response of PLA in FFF 3D printing," *Materials and Manufacturing Processes*, vol. 38, no. 8, pp. 941–953, Jun. 2023, doi: 10.1080/10426914.2022.2089895.
- [39] P. Veselý, *Nozzle Temperature Effect on 3D Printed Structure Properties*. 2019.
- [40] L.-A. Chicos *et al.*, "Infill Density Influence on Mechanical and Thermal Properties of Short Carbon Fiber-Reinforced Polyamide Composites Manufactured by FFF Process," *Materials*, vol. 15, no. 10, Art. no. 10, Jan. 2022, doi: 10.3390/ma15103706.
- [41] "Ultem 9085 3D Printing Filaments | Aerospace Grade Materials | Made in the USA." Accessed: Jun. 20, 2023. [Online]. Available: <https://www.3dxtech.com/product/thermax-pei-using-ultem-9085/>
- [42] A. Forés-Garriga, M. A. Pérez, G. Gómez-Gras, and G. Reyes-Pozo, "Role of infill parameters on the mechanical performance and weight reduction of PEI Ultem processed by FFF," *Materials & Design*, vol. 193, p. 108810, Aug. 2020, doi: 10.1016/j.matdes.2020.108810.
- [43] V. S. Vakharia, H. Leonard, M. Singh, and M. C. Halbig, "Multi-Material Additive Manufacturing of High Temperature Polyetherimide (PEI)-Based Polymer Systems for Lightweight Aerospace Applications," *Polymers*, vol. 15, no. 3, Art. no. 3, Jan. 2023, doi: 10.3390/polym15030561.
- [44] R. S. Mutyala *et al.*, "Effect of FFF process parameters on mechanical strength of CFR-PEEK outputs," *Int J Interact Des Manuf*, vol. 16, no. 4, pp. 1385–1396, Dec. 2022, doi: 10.1007/s12008-022-00944-8.
- [45] Y. Wang, W.-D. Müller, A. Rumjahn, F. Schmidt, and A. D. Schwitalla, "Mechanical properties of fused filament fabricated PEEK for biomedical applications depending on additive manufacturing parameters," *Journal of the Mechanical Behavior of Biomedical Materials*, vol. 115, p. 104250, Mar. 2021, doi: 10.1016/j.jmbbm.2020.104250.
- [46] C. Yang, X. Tian, D. Li, Y. Cao, F. Zhao, and C. Shi, "Influence of thermal processing conditions in 3D printing on the crystallinity and mechanical properties of PEEK material,"

- Journal of Materials Processing Technology*, vol. 248, pp. 1–7, Oct. 2017, doi: 10.1016/j.jmatprotec.2017.04.027.
- [47] W. Z. Wu, P. Geng, J. Zhao, Y. Zhang, D. W. Rosen, and H. B. Zhang, “Manufacture and thermal deformation analysis of semicrystalline polymer polyether ether ketone by 3D printing,” *Materials Research Innovations*, vol. 18, no. sup5, pp. S5-12-S5-16, Aug. 2014, doi: 10.1179/1432891714Z.0000000000898.
- [48] Y. Abderrafai *et al.*, “Additive manufacturing and characterization of high temperature thermoplastic blends for potential aerospace applications,” *Composites Science and Technology*, vol. 231, p. 109839, Jan. 2023, doi: 10.1016/j.compscitech.2022.109839.
- [49] M. Vaezi and S. Yang, “Extrusion-based additive manufacturing of PEEK for biomedical applications,” *Virtual and Physical Prototyping*, vol. 10, no. 3, pp. 123–135, Jul. 2015, doi: 10.1080/17452759.2015.1097053.
- [50] Y. He, M. Shen, Q. Wang, T. Wang, and X. Pei, “Effects of FDM parameters and annealing on the mechanical and tribological properties of PEEK,” *Composite Structures*, vol. 313, p. 116901, Jun. 2023, doi: 10.1016/j.compstruct.2023.116901.
- [51] G. Engkvist, *Investigation of microstructure and mechanical properties of 3D printed Nylon*. 2017. Accessed: Jun. 19, 2023. [Online]. Available: <https://urn.kb.se/resolve?urn=urn:nbn:se:ltu:diva-66304>
- [52] A. Trofimov, J. Le Pavic, S. Pautard, D. Therriault, and M. Lévesque, “Experimentally validated modeling of the temperature distribution and the distortion during the Fused Filament Fabrication process,” *Additive Manufacturing*, vol. 54, p. 102693, Jun. 2022, doi: 10.1016/j.addma.2022.102693.
- [53] J. Han, J. Tong, X. Tian, L. Xia, and D. Ma, “Thermal Simulation and Warping Deformation Experimental Study of PEEK in Material Extrusion,” *Macromolecular Theory and Simulations*, vol. 30, no. 2, p. 2000055, 2021, doi: 10.1002/mats.202000055.
- [54] Q. Chen, Y.-Y. Zhang, P. Huang, Y.-Q. Li, and S.-Y. Fu, “Improved bond strength, reduced porosity and enhanced mechanical properties of 3D-printed polyetherimide composites by carbon nanotubes,” *Composites Communications*, vol. 30, p. 101083, Feb. 2022, doi: 10.1016/j.coco.2022.101083.
- [55] “Imprimante 3D Fortus 450mc.” Accessed: May 23, 2023. [Online]. Available: <https://www.stratasys.com/fr/3d-printers/prINTER-catalog/fdm/fortus-450mc/>
- [56] “Gearbox 3D Printer - 3DXTECH.” Accessed: May 23, 2023. [Online]. Available: <https://www.3dxttech.com/3d-printer-gearbox/>
- [57] “AON M2+ High Temperature Industrial 3D Printer,” AON3D. Accessed: May 23, 2023. [Online]. Available: <https://www.aon3d.com/aon-m2-industrial-3d-printer/>
- [58] E. L. Gilmer *et al.*, “Temperature, diffusion, and stress modeling in filament extrusion additive manufacturing of polyetherimide: An examination of the influence of processing parameters and importance of modeling assumptions,” *Additive Manufacturing*, vol. 48, p. 102412, Dec. 2021, doi: 10.1016/j.addma.2021.102412.
- [59] P. K. Mallick, “Fiber-Reinforced Composites,” p. 640.
- [60] W. Ruiqing, Z. Xiaotian, L. Chengyang, W. Zhengkang, H. Xuegang, and W. Wenlong, “Numerical studies on ballistic limit and cellular dispersion of aluminium foam sandwich panel under hypervelocity impact,” *Materials Today Communications*, vol. 33, p. 104330, Dec. 2022, doi: 10.1016/j.mtcomm.2022.104330.
- [61] A. K. Noor, W. S. Burton, and C. W. Bert, “Computational Models for Sandwich Panels and Shells,” *Applied Mechanics Reviews*, vol. 49, no. 3, pp. 155–199, Mar. 1996, doi: 10.1115/1.3101923.

- [62] A. S. Herrmann, P. C. Zahlen, and I. Zuardy, "Sandwich Structures Technology in Commercial Aviation," in *Sandwich Structures 7: Advancing with Sandwich Structures and Materials*, O. T. Thomsen, E. Bozhevolnaya, and A. Lyckegaard, Eds., Dordrecht: Springer Netherlands, 2005, pp. 13–26. doi: 10.1007/1-4020-3848-8_2.
- [63] B. Castanie, C. Bouvet, and M. Ginot, "Review of composite sandwich structure in aeronautic applications," *Composites Part C: Open Access*, vol. 1, p. 100004, Aug. 2020, doi: 10.1016/j.jcomc.2020.100004.
- [64] L. Fagerberg, "Wrinkling of Sandwich Panels for Marine Applications," 2003.
- [65] S. Ryan, F. Schaefer, R. Destefanis, and M. Lambert, "A ballistic limit equation for hypervelocity impacts on composite honeycomb sandwich panel satellite structures," *Advances in Space Research*, vol. 41, no. 7, pp. 1152–1166, Jan. 2008, doi: 10.1016/j.asr.2007.02.032.
- [66] S. Laustsen, E. Lund, L. Kühlmeier, and O. Thomsen, "Failure behaviour of grid-scored foam cored composite sandwich panels for wind turbine blades subjected to realistic multiaxial loading conditions," *Jnl of Sandwich Structures & Materials*, vol. 16, no. 5, pp. 481–510, Sep. 2014, doi: 10.1177/1099636214541367.
- [67] D. Pollard, C. Ward, G. Herrmann, and J. Etches, "The manufacture of honeycomb cores using Fused Deposition Modeling," *Advanced Manufacturing: Polymer & Composites Science*, vol. 3, no. 1, pp. 21–31, Jan. 2017, doi: 10.1080/20550340.2017.1306337.
- [68] L. Azzouz *et al.*, "Mechanical properties of 3-D printed truss-like lattice biopolymer non-stochastic structures for sandwich panels with natural fibre composite skins," *Composite Structures*, vol. 213, pp. 220–230, Apr. 2019, doi: 10.1016/j.compstruct.2019.01.103.
- [69] N. Chikkanna, K. P. Logakannan, S. Krishnapillai, and V. Ramachandran, "Quasi-static compression performance of material extrusion enabled re-entrant diamond auxetic metamaterial: Fabrication, tuning the geometrical parameters and fibre reinforcements," *Thin-Walled Structures*, vol. 179, p. 109550, Oct. 2022, doi: 10.1016/j.tws.2022.109550.
- [70] A. Galatas, H. Hassanin, Y. Zweiri, and L. Seneviratne, "Additive Manufactured Sandwich Composite/ABS Parts for Unmanned Aerial Vehicle Applications," *Polymers*, vol. 10, no. 11, p. 1262, Nov. 2018, doi: 10.3390/polym10111262.
- [71] A. J. Turner, M. Al Rifaie, A. Mian, and R. Srinivasan, "Low-Velocity Impact Behavior of Sandwich Structures with Additively Manufactured Polymer Lattice Cores," *J. of Materi Eng and Perform*, vol. 27, no. 5, pp. 2505–2512, May 2018, doi: 10.1007/s11665-018-3322-x.
- [72] J. Zhou, H. Liu, J. P. Dear, B. G. Falzon, and Z. Kazancı, "Comparison of different quasi-static loading conditions of additively manufactured composite hexagonal and auxetic cellular structures," *International Journal of Mechanical Sciences*, vol. 244, p. 108054, Apr. 2023, doi: 10.1016/j.ijmecsci.2022.108054.
- [73] V. Acanfora, A. Sellitto, A. Russo, M. Zarrelli, and A. Riccio, "Experimental investigation on 3D printed lightweight sandwich structures for energy absorption aerospace applications," *Aerospace Science and Technology*, vol. 137, p. 108276, Jun. 2023, doi: 10.1016/j.ast.2023.108276.
- [74] D. Lee, H.-J. Kwon, S. Yang, and M.-S. Kim, "Fabrication, testing, and analysis of sandwich structure with composite skin and additive manufactured core," *Journal of Reinforced Plastics and Composites*, vol. 40, no. 17–18, pp. 654–664, Sep. 2021, doi: 10.1177/0731684421995883.
- [75] X. Wei, D. Li, and J. Xiong, "Fabrication and mechanical behaviors of an all-composite sandwich structure with a hexagon honeycomb core based on the tailor-folding approach,"

- Composites Science and Technology*, vol. 184, p. 107878, Nov. 2019, doi: 10.1016/j.compscitech.2019.107878.
- [76] T. Li and L. Wang, "Bending behavior of sandwich composite structures with tunable 3D-printed core materials," *Composite Structures*, vol. 175, pp. 46–57, Sep. 2017, doi: 10.1016/j.compstruct.2017.05.001.
- [77] M. Mehrpouya, T. Edelijn, M. Ibrahim, A. Mohebshahedin, A. Gisario, and M. Barletta, "Functional Behavior and Energy Absorption Characteristics of Additively Manufactured Smart Sandwich Structures," *Advanced Engineering Materials*, vol. 24, no. 9, p. 2200677, 2022, doi: 10.1002/adem.202200677.
- [78] H. Yazdani Sarvestani, A. H. Akbarzadeh, H. Niknam, and K. Hermenean, "3D printed architected polymeric sandwich panels: Energy absorption and structural performance," *Composite Structures*, vol. 200, pp. 886–909, Sep. 2018, doi: 10.1016/j.compstruct.2018.04.002.
- [79] H. Yazdani Sarvestani, A. H. Akbarzadeh, A. Mirbolghasemi, and K. Hermenean, "3D printed meta-sandwich structures: Failure mechanism, energy absorption and multi-hit capability," *Materials & Design*, vol. 160, pp. 179–193, Dec. 2018, doi: 10.1016/j.matdes.2018.08.061.
- [80] S. M. Zaharia *et al.*, "Compression and Bending Properties of Short Carbon Fiber Reinforced Polymers Sandwich Structures Produced via Fused Filament Fabrication Process," *Polymers*, vol. 14, no. 14, Art. no. 14, Jan. 2022, doi: 10.3390/polym14142923.
- [81] A. Bagsik, S. Josupeit, V. Schoeppner, and E. Klemp, "Mechanical analysis of lightweight constructions manufactured with fused deposition modeling," presented at the PROCEEDINGS OF PPS-29: The 29th International Conference of the Polymer Processing Society - Conference Papers, Nuremberg, Germany, 2014, pp. 696–701. doi: 10.1063/1.4873874.
- [82] T. Llewellyn-Jones, R. Allen, and R. Trask, "Curved Layer Fused Filament Fabrication Using Automated Toolpath Generation," *3D Printing and Additive Manufacturing*, vol. 3, no. 4, pp. 236–243, Dec. 2016, doi: 10.1089/3dp.2016.0033.
- [83] R. Tao, J. Shi, F. Granier, M. Moeini, A. Akbarzadeh, and D. Therriault, "Multi-material fused filament fabrication of flexible 3D piezoelectric nanocomposite lattices for pressure sensing and energy harvesting applications," *Applied Materials Today*, vol. 29, p. 101596, Dec. 2022, doi: 10.1016/j.apmt.2022.101596.
- [84] H. Jiang, P. Aihemaiti, W. Aiyiti, and A. Kasimu, "Study Of the compression behaviours of 3D-printed PEEK/CFR-PEEK sandwich composite structures," *Virtual and Physical Prototyping*, vol. 17, no. 2, pp. 138–155, Apr. 2022, doi: 10.1080/17452759.2021.2014636.
- [85] Z. Wang, X. Yin, and L. Wang, "An experimental investigation on the tensile properties of PEEK-PEI sandwich structures prepared via fused filament fabrication," *High Performance Polymers*, 2022, Accessed: Oct. 25, 2022. [Online]. Available: <https://journals.sagepub.com/doi/abs/10.1177/09540083221126623?ai=1gvoi&mi=3ricys&af=R>
- [86] C. H. Hansen, *Understanding Active Noise Cancellation*. London: CRC Press, 2014. doi: 10.1201/9781482267570.
- [87] S. M. Kuo, S. Mitra, and W.-S. Gan, "Active noise control system for headphone applications," *IEEE Transactions on Control Systems Technology*, vol. 14, no. 2, pp. 331–335, Mar. 2006, doi: 10.1109/TCST.2005.863667.

- [88] M. Alziadeh and A. Mohany, "Passive noise control technique for suppressing acoustic resonance excitation of spirally finned cylinders in cross-flow," *Experimental Thermal and Fluid Science*, vol. 102, pp. 38–51, Apr. 2019, doi: 10.1016/j.expthermflusci.2018.10.029.
- [89] J. N. Denenberg, "Anti-noise," *IEEE Potentials*, vol. 11, no. 2, pp. 36–40, Apr. 1992, doi: 10.1109/45.127730.
- [90] D. Brzeski *et al.*, "Design of thermoset composites for high-speed additive manufacturing of lightweight sound absorbing micro-scaffolds," *Additive Manufacturing*, vol. 47, p. 102245, Nov. 2021, doi: 10.1016/j.addma.2021.102245.
- [91] Frank Fahy, *Foundations of Engineering Acoustics*. Academic Press, 2001, pp. 48–73. doi: 10.1016/B978-012247665-5/50005-9.
- [92] X. Peng, J. Ji, and Y. Jing, "Composite honeycomb metasurface panel for broadband sound absorption," *The Journal of the Acoustical Society of America*, vol. 144, no. 4, pp. EL255–EL261, Oct. 2018, doi: 10.1121/1.5055847.
- [93] A. I. Komkin, M. A. Mironov, and A. I. Bykov, "Sound absorption by a Helmholtz resonator," *Acoust. Phys.*, vol. 63, no. 4, pp. 385–392, Jul. 2017, doi: 10.1134/S1063771017030071.
- [94] M. B. Xu, A. Selamet, and H. Kim, "Dual Helmholtz resonator," *Applied Acoustics*, vol. 71, no. 9, pp. 822–829, Sep. 2010, doi: 10.1016/j.apacoust.2010.04.007.
- [95] D. Casalino, F. Diozzi, R. Sannino, and A. Paonessa, "Aircraft noise reduction technologies: A bibliographic review," *Aerospace Science and Technology*, vol. 12, no. 1, pp. 1–17, Jan. 2008, doi: 10.1016/j.ast.2007.10.004.
- [96] L. Rego, F. Avallone, D. Ragni, D. Casalino, and H. Denayer, "Acoustic liners for jet-installation noise reduction," *Journal of Sound and Vibration*, vol. 537, p. 117189, Oct. 2022, doi: 10.1016/j.jsv.2022.117189.
- [97] C. R. Liu, J. H. Wu, X. Chen, and F. Ma, "A thin low-frequency broadband metasurface with multi-order sound absorption," *J. Phys. D: Appl. Phys.*, vol. 52, no. 10, p. 105302, Jan. 2019, doi: 10.1088/1361-6463/aafaa3.
- [98] K. Sakagami, M. Morimoto, and M. Yairi, "A note on the relationship between the sound absorption by microperforated panels and panel/membrane-type absorbers," *Applied Acoustics*, vol. 70, no. 8, pp. 1131–1136, Aug. 2009, doi: 10.1016/j.apacoust.2009.03.003.
- [99] Y. Tang, F. Li, F. Xin, and T. J. Lu, "Heterogeneously perforated honeycomb-corrugation hybrid sandwich panel as sound absorber," *Materials & Design*, vol. 134, pp. 502–512, Nov. 2017, doi: 10.1016/j.matdes.2017.09.006.
- [100] H. Meng, M. A. Galland, M. Ichchou, O. Bareille, F. X. Xin, and T. J. Lu, "Small perforations in corrugated sandwich panel significantly enhance low frequency sound absorption and transmission loss," *Composite Structures*, vol. 182, pp. 1–11, Dec. 2017, doi: 10.1016/j.compstruct.2017.08.103.
- [101] J. Costa-Baptista, E. R. Fotsing, J. Mardjono, D. Therriault, and A. Ross, "Design and fused filament fabrication of multilayered microchannels for subwavelength and broadband sound absorption," *Additive Manufacturing*, vol. 55, p. 102777, Jul. 2022, doi: 10.1016/j.addma.2022.102777.
- [102] F. Wulle, D. Coupek, F. Schäffner, A. Verl, F. Oberhofer, and T. Maier, "Workpiece and Machine Design in Additive Manufacturing for Multi-Axis Fused Deposition Modeling," *Procedia CIRP*, vol. 60, pp. 229–234, Jan. 2017, doi: 10.1016/j.procir.2017.01.046.
- [103] A. T. Alsharhan, T. Centea, and S. K. Gupta, "Enhancing Mechanical Properties of Thin-Walled Structures Using Non-Planar Extrusion Based Additive Manufacturing," in *Volume 2: Additive Manufacturing; Materials*, Los Angeles, California, USA: American Society of Mechanical Engineers, Jun. 2017, p. V002T01A016. doi: 10.1115/MSEC2017-2978.

- [104] S. Singamneni, A. Roychoudhury, O. Diegel, and B. Huang, "Modeling and evaluation of curved layer fused deposition," *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 212, no. 1, pp. 27–35, Jan. 2012, doi: 10.1016/j.jmatprotec.2011.08.001.
- [105] J. C. S. McCaw and E. Cuan-Urquizo, "Curved-Layered Additive Manufacturing of non-planar, parametric lattice structures," *Materials & Design*, vol. 160, pp. 949–963, Dec. 2018, doi: 10.1016/j.matdes.2018.10.024.
- [106] L. Chen, M.-F. Chung, Y. Tian, A. Joneja, and K. Tang, "Variable-depth curved layer fused deposition modeling of thin-shells," *Robotics and Computer-Integrated Manufacturing*, vol. 57, pp. 422–434, Jun. 2019, doi: 10.1016/j.rcim.2018.12.016.
- [107] "Non-planar," nonplanar.xyz. Accessed: May 19, 2023. [Online]. Available: <https://www.nonplanar.xyz>
- [108] G. Zhao, G. Ma, J. Feng, and W. Xiao, "Nonplanar slicing and path generation methods for robotic additive manufacturing," *Int J Adv Manuf Technol*, vol. 96, no. 9, pp. 3149–3159, Jun. 2018, doi: 10.1007/s00170-018-1772-9.
- [109] A. Gleadall, "FullControl GCode Designer: Open-source software for unconstrained design in additive manufacturing," *Additive Manufacturing*, vol. 46, p. 102109, Oct. 2021, doi: 10.1016/j.addma.2021.102109.
- [110] C. Wu, C. Dai, G. Fang, Y.-J. Liu, and C. C. L. Wang, "RoboFDM: A robotic system for support-free fabrication using FDM," in *2017 IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA)*, May 2017, pp. 1175–1180. doi: 10.1109/ICRA.2017.7989140.
- [111] N. R. Fry, R. C. Richardson, and J. H. Boyle, "Robotic additive manufacturing system for dynamic build orientations," *Rapid Prototyping Journal*, vol. 26, no. 4, pp. 659–667, Jan. 2020, doi: 10.1108/RPJ-09-2019-0243.
- [112] admin, "3D printing molds and tooling for aviation and aerospace applications," CEAD | Large Scale Additive Manufacturing. Accessed: Jun. 24, 2023. [Online]. Available: <https://ceadgroup.com/portfolio-items/3d-printing-molds-and-tooling-for-aviation-and-aerospace-applications/>
- [113] R. Velu, N. Vaheed, M. K. Ramachandran, and F. Raspall, "Experimental investigation of robotic 3D printing of high-performance thermoplastics (PEEK): a critical perspective to support automated fibre placement process," *Int J Adv Manuf Technol*, vol. 108, no. 4, pp. 1007–1025, May 2020, doi: 10.1007/s00170-019-04623-z.
- [114] F. Atzler, S. Hümbert, I. Schiel, S. Tröger, and L. Raps, "Combining fused granular fabrication and automated fibre placement for the rapid production of complex sandwich-structures," presented at the ICCM23, Belfast, UK.
- [115] M. J. T. Smith, *Aircraft Noise*. in Cambridge Aerospace Series. Cambridge: Cambridge University Press, 1989. doi: 10.1017/CBO9780511584527.
- [116] K. Zhao, P. Okolo, E. Neri, P. Chen, J. Kennedy, and G. J. Bennett, "Noise reduction technologies for aircraft landing gear-A bibliographic review," *Progress in Aerospace Sciences*, vol. 112, p. 100589, Jan. 2020, doi: 10.1016/j.paerosci.2019.100589.
- [117] J. Boulvert *et al.*, "Acoustic modeling of micro-lattices obtained by additive manufacturing," *Applied Acoustics*, vol. 164, p. 107244, Jul. 2020, doi: 10.1016/j.apacoust.2020.107244.
- [118] Z. Liu, J. Zhan, M. Fard, and J. L. Davy, "Acoustic properties of a porous polycarbonate material produced by additive manufacturing," *Materials Letters*, vol. 181, pp. 296–299, Oct. 2016, doi: 10.1016/j.matlet.2016.06.045.
- [119] R. Sailesh, L. Yuvaraj, J. Pitchaimani, M. Doddamani, and L. B. Mailan Chinnapandi, "Acoustic behaviour of 3D printed bio-degradable micro-perforated panels with varying

- perforation cross-sections,” *Applied Acoustics*, vol. 174, p. 107769, Mar. 2021, doi: 10.1016/j.apacoust.2020.107769.
- [120] R. Chanaud, “Effects of geometry on the resonance frequency of Helmholtz resonators,” *Journal of Sound and Vibration*, pp. 337–348, 1994. doi: 10.1006/jsvi.1994.1490.
- [121] Y. Du, N. Yan, and M. T. Kortschot, “Light-weight honeycomb core sandwich panels containing biofiber-reinforced thermoset polymer composite skins: Fabrication and evaluation,” *Composites Part B: Engineering*, vol. 43, no. 7, pp. 2875–2882, Oct. 2012, doi: 10.1016/j.compositesb.2012.04.052.
- [122] I. Gibson, D. Rosen, and B. Stucker, “Introduction and Basic Principles,” in *Additive Manufacturing Technologies: 3D Printing, Rapid Prototyping, and Direct Digital Manufacturing*, I. Gibson, D. Rosen, and B. Stucker, Eds., New York, NY: Springer, 2015, pp. 1–18. doi: 10.1007/978-1-4939-2113-3_1.
- [123] T. S. Srivatsan, T. S. Sudarshan, and T. S. Sudarshan, “Additive Manufacturing of Materials: Viable Techniques, Metals, Advances, Advantages, and Applications,” *Additive Manufacturing*. Accessed: Feb. 03, 2020. [Online]. Available: <https://www.taylorfrancis.com/>
- [124] N. Vidakis, M. Petousis, E. Velidakis, M. Liebscher, V. Mechtcherine, and L. Tzounis, “On the Strain Rate Sensitivity of Fused Filament Fabrication (FFF) Processed PLA, ABS, PETG, PA6, and PP Thermoplastic Polymers,” *Polymers*, vol. 12, no. 12, p. 2924, Dec. 2020, doi: 10.3390/polym12122924.
- [125] E. García Plaza, P. Núñez López, M. Caminero Torija, and J. Chacón Muñoz, “Analysis of PLA Geometric Properties Processed by FFF Additive Manufacturing: Effects of Process Parameters and Plate-Extruder Precision Motion,” *Polymers*, vol. 11, no. 10, p. 1581, Sep. 2019, doi: 10.3390/polym11101581.
- [126] M. Mohammadizadeh and I. Fidan, “Tensile Performance of 3D-Printed Continuous Fiber-Reinforced Nylon Composites,” *JMMP*, vol. 5, no. 3, p. 68, Jun. 2021, doi: 10.3390/jmmp5030068.
- [127] A. Forés-Garriga, M. A. Pérez, G. Gómez-Gras, and G. Reyes-Pozo, “Role of infill parameters on the mechanical performance and weight reduction of PEI Ultem processed by FFF,” *Materials & Design*, vol. 193, p. 108810, Aug. 2020, doi: 10.1016/j.matdes.2020.108810.
- [128] H. Yazdani Sarvestani, A. H. Akbarzadeh, H. Niknam, and K. Hermenean, “3D printed architected polymeric sandwich panels: Energy absorption and structural performance,” *Composite Structures*, vol. 200, pp. 886–909, Sep. 2018, doi: 10.1016/j.compstruct.2018.04.002.
- [129] A. Redmann, M. C. Montoya-Ospina, R. Karl, N. Rudolph, and T. A. Osswald, “High-force dynamic mechanical analysis of composite sandwich panels for aerospace structures,” *Composites Part C: Open Access*, vol. 5, p. 100136, Jul. 2021, doi: 10.1016/j.jcomc.2021.100136.
- [130] P. Chesser *et al.*, “Extrusion control for high quality printing on Big Area Additive Manufacturing (BAAM) systems,” *Additive Manufacturing*, vol. 28, pp. 445–455, Aug. 2019, doi: 10.1016/j.addma.2019.05.020.
- [131] A. Brasington, C. Sacco, J. Halbritter, R. Wehbe, and R. Harik, “Automated fiber placement: A review of history, current technologies, and future paths forward,” *Composites Part C: Open Access*, vol. 6, p. 100182, Oct. 2021, doi: 10.1016/j.jcomc.2021.100182.

- [132] A. Elkaseer, S. Schneider, and S. G. Scholz, "Experiment-Based Process Modeling and Optimization for High-Quality and Resource-Efficient FFF 3D Printing," *Applied Sciences*, vol. 10, no. 8, Art. no. 8, Jan. 2020, doi: 10.3390/app10082899.
- [133] V. Romero-García, G. Theocharis, O. Richoux, and V. Pagneux, "Use of complex frequency plane to design broadband and sub-wavelength absorbers," *The Journal of the Acoustical Society of America*, vol. 139, no. 6, pp. 3395–3403, Jun. 2016, doi: 10.1121/1.4950708.
- [134] R. I. Shekar, T. M. Kotresh, P. M. D. Rao, and K. Kumar, "Properties of high modulus PEEK yarns for aerospace applications," *Journal of Applied Polymer Science*, vol. 112, no. 4, pp. 2497–2510, 2009, doi: 10.1002/app.29765.
- [135] A. El Magri, S. Vanaei, and S. Vaudreuil, "An overview on the influence of process parameters through the characteristic of 3D-printed PEEK and PEI parts," *High Performance Polymers*, vol. 33, no. 8, pp. 862–880, Oct. 2021, doi: 10.1177/09540083211009961.
- [136] F. M. Mwema and E. T. Akinlabi, "Basics of Fused Deposition Modelling (FDM)," in *Fused Deposition Modeling: Strategies for Quality Enhancement*, F. M. Mwema and E. T. Akinlabi, Eds., in SpringerBriefs in Applied Sciences and Technology. , Cham: Springer International Publishing, 2020, pp. 1–15. doi: 10.1007/978-3-030-48259-6_1.
- [137] D. Zhu *et al.*, "Thermal and mechanical properties of polyamide 12/graphene nanoplatelets nanocomposites and parts fabricated by fused deposition modeling," *Journal of Applied Polymer Science*, vol. 134, no. 39, p. 45332, 2017, doi: 10.1002/app.45332.
- [138] A. R. Prajapati, H. K. Dave, and H. K. Raval, "An Experimental Study on Mechanical, Thermal and Flame-Retardant Properties of 3D-Printed Glass-Fiber-Reinforced Polymer Composites," *J. of Materi Eng and Perform*, vol. 30, no. 7, pp. 5266–5277, Jul. 2021, doi: 10.1007/s11665-021-05731-2.
- [139] M. F. Arif, H. Alhashmi, K. M. Varadarajan, J. H. Koo, A. J. Hart, and S. Kumar, "Multifunctional performance of carbon nanotubes and graphene nanoplatelets reinforced PEEK composites enabled via FFF additive manufacturing," *Composites Part B: Engineering*, vol. 184, p. 107625, Mar. 2020, doi: 10.1016/j.compositesb.2019.107625.
- [140] X. Han *et al.*, "Carbon Fiber Reinforced PEEK Composites Based on 3D-Printing Technology for Orthopedic and Dental Applications," *Journal of Clinical Medicine*, vol. 8, no. 2, Art. no. 2, Feb. 2019, doi: 10.3390/jcm8020240.
- [141] P. Wang *et al.*, "Preparation of short CF/GF reinforced PEEK composite filaments and their comprehensive properties evaluation for FDM-3D printing," *Composites Part B: Engineering*, vol. 198, p. 108175, Oct. 2020, doi: 10.1016/j.compositesb.2020.108175.
- [142] J. C. S. McCaw and E. Cuan-Urquizo, "Curved-Layered Additive Manufacturing of non-planar, parametric lattice structures," *Materials & Design*, vol. 160, pp. 949–963, Dec. 2018, doi: 10.1016/j.matdes.2018.10.024.
- [143] R. J. A. Allen, T. Llewellyn-Jones, and R. S. Trask, "Additive layer manufacturing of composite components: combining short fibre composite feedstocks with curved layer fused filament fabrication," p. 11, 2015.
- [144] A. T. Alsharhan, T. Centea, and S. K. Gupta, "Enhancing Mechanical Properties of Thin-Walled Structures Using Non-Planar Extrusion Based Additive Manufacturing," in *Volume 2: Additive Manufacturing; Materials*, Los Angeles, California, USA: American Society of Mechanical Engineers, Jun. 2017, p. V002T01A016. doi: 10.1115/MSEC2017-2978.
- [145] D. Ahlers, F. Wasserfall, N. Hendrich, and J. Zhang, "3D Printing of Nonplanar Layers for Smooth Surface Generation," in *2019 IEEE 15th International Conference on Automation*

- Science and Engineering (CASE)*, Vancouver, BC, Canada: IEEE, Aug. 2019, pp. 1737–1743. doi: 10.1109/COASE.2019.8843116.
- [146] P. Urhal, A. Weightman, C. Diver, and P. Bartolo, “Robot assisted additive manufacturing: A review,” *Robotics and Computer-Integrated Manufacturing*, vol. 59, pp. 335–345, Oct. 2019, doi: 10.1016/j.rcim.2019.05.005.
- [147] G. Zhao, G. Ma, J. Feng, and W. Xiao, “Nonplanar slicing and path generation methods for robotic additive manufacturing,” *Int J Adv Manuf Technol*, vol. 96, no. 9, pp. 3149–3159, Jun. 2018, doi: 10.1007/s00170-018-1772-9.
- [148] F. Insero, V. Furlan, and H. Giberti, “A Novel Infill Strategy to Approach Non-Planar 3D-printing in 6-Axis Robotized FDM,” in *2022 18th IEEE/ASME International Conference on Mechatronic and Embedded Systems and Applications (MESA)*, Nov. 2022, pp. 1–6. doi: 10.1109/MESA55290.2022.10004465.
- [149] P. F. Yuan, H. Meng, L. Yu, and L. Zhang, “Robotic Multi-dimensional Printing Based on Structural Performance,” in *Robotic Fabrication in Architecture, Art and Design 2016*, D. Reinhardt, R. Saunders, and J. Burry, Eds., Cham: Springer International Publishing, 2016, pp. 92–105. doi: 10.1007/978-3-319-26378-6_7.
- [150] D. Ahlers, F. Wasserfall, N. Hendrich, and J. Zhang, “3D Printing of Nonplanar Layers for Smooth Surface Generation,” Universität Hamburg, Hamburg, Germany, 2019. Accessed: Oct. 06, 2019. [Online]. Available: <https://ieeexplore.ieee.org/document/8843116/>
- [151] N. R. Fry, R. C. Richardson, and J. H. Boyle, “Robotic additive manufacturing system for dynamic build orientations,” *Rapid Prototyping Journal*, Jan. 2020, Accessed: Feb. 21, 2020. [Online]. Available: <http://eprints.whiterose.ac.uk/152759/>
- [152] R. Velu, N. Vaheed, M. K. Ramachandran, and F. Raspall, “Experimental investigation of robotic 3D printing of high-performance thermoplastics (PEEK): a critical perspective to support automated fibre placement process,” *Int J Adv Manuf Technol*, vol. 108, no. 4, pp. 1007–1025, May 2020, doi: 10.1007/s00170-019-04623-z.
- [153] A. Gasparetto, P. Boscariol, A. Lanzutti, and R. Vidoni, “Trajectory Planning in Robotics,” *Math.Comput.Sci.*, vol. 6, no. 3, pp. 269–279, Sep. 2012, doi: 10.1007/s11786-012-0123-8.
- [154] J. Angeles, “Fundamentals of Robotic Mechanical Systems: Theory, Methods, and Algorithms; Second Edition”.
- [155] N. S. Eshah Budin Shah, K. Osman, and N. Zainuddin, “5-Axis of Mitsubishi RV-2AJ Robotics Arm Modelling Using Solidworks,” in *2020 16th IEEE International Colloquium on Signal Processing & Its Applications (CSPA)*, Feb. 2020, pp. 207–212. doi: 10.1109/CSPA48992.2020.9068674.
- [156] C. Yang, X. Tian, D. Li, Y. Cao, F. Zhao, and C. Shi, “Influence of thermal processing conditions in 3D printing on the crystallinity and mechanical properties of PEEK material,” *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 248, pp. 1–7, Oct. 2017, doi: 10.1016/j.jmatprotec.2017.04.027.
- [157] K. Rodzeń, E. Harkin-Jones, M. Wegrzyn, P. K. Sharma, and A. Zhigunov, “Improvement of the layer-layer adhesion in FFF 3D printed PEEK/carbon fibre composites,” *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, vol. 149, p. 106532, Oct. 2021, doi: 10.1016/j.compositesa.2021.106532.
- [158] Y. Abderrafai *et al.*, “Additive manufacturing and characterization of high temperature thermoplastic blends for potential aerospace applications,” *Composites Science and Technology*, vol. 231, p. 109839, Jan. 2023, doi: 10.1016/j.compscitech.2022.109839.

- [159] A. Diouf-Lewis *et al.*, “Design and characterization of carbon fiber-reinforced PEEK/PEI blends for Fused Filament Fabrication additive manufacturing,” *Materials Today Communications*, vol. 31, p. 103445, Jun. 2022, doi: 10.1016/j.mtcomm.2022.103445.
- [160] J. C. Najmon, S. Raeisi, and A. Tovar, “2 - Review of additive manufacturing technologies and applications in the aerospace industry,” in *Additive Manufacturing for the Aerospace Industry*, F. Froes and R. Boyer, Eds., Elsevier, 2019, pp. 7–31. doi: 10.1016/B978-0-12-814062-8.00002-9.
- [161] J. Pierre, F. Iervolino, R. D. Farahani, N. Piccirelli, M. Lévesque, and D. Therriault, “Material extrusion additive manufacturing of multifunctional sandwich panels with load-bearing and acoustic capabilities for aerospace applications,” *Additive Manufacturing*, vol. 61, p. 103344, Jan. 2023, doi: 10.1016/j.addma.2022.103344.
- [162] J. Costa-Baptista, E. R. Fotsing, J. Mardjono, D. Therriault, and A. Ross, “Design and fused filament fabrication of multilayered microchannels for subwavelength and broadband sound absorption,” *Additive Manufacturing*, vol. 55, p. 102777, Jul. 2022, doi: 10.1016/j.addma.2022.102777.
- [163] P. K. Mallick, “5 - Thermoplastics and thermoplastic–matrix composites for lightweight automotive structures,” in *Materials, Design and Manufacturing for Lightweight Vehicles*, P. K. Mallick, Ed., in Woodhead Publishing Series in Composites Science and Engineering. , Woodhead Publishing, 2010, pp. 174–207. doi: 10.1533/9781845697822.1.174.
- [164] J.-F. Chauvette *et al.*, “Non-Planar Multiprocess Additive Manufacturing of Multifunctional Composites,” *Advanced Materials Technologies*, vol. n/a, no. n/a, p. 2300399, doi: 10.1002/admt.202300399.

ANNEXE A AUTRES PUBLICATIONS

Journaux à comité de lecture

- Audrey Diouf-Lewis, Rouhollah D Farahani, Filippo Iervolino, Juliette Pierre, Yahya Abderrafai, Martin Lévesque, Nicola Piccirelli, Daniel Therriault. Design and characterization of carbon fiber-reinforced PEEK/PEI blends for Fused Filament Fabrication additive manufacturing. *Materials Today Communications*, 2022, <https://doi.org/10.1016/j.mtcomm.2022.103445>
- Chauvette, J.-F., Hia, I.L., Pierre, J., Chenier, G., Farahani, R.D., Piccirelli, N. and Therriault, D. (2023), Non-Planar Multiprocess Additive Manufacturing of Multifunctional Composites. *Adv. Mater. Technol.* 2300399. <https://doi.org/10.1002/admt.202300399>

ANNEXE B CARACTÉRISATION ACOUSTIQUE DE MICRO-TREILLIS EN PLA

Une campagne de tests pour vérifier l'impact d'un volume obstrué sur les performances acoustiques d'un micro-treillis a été effectuée. Des échantillons cylindriques de 3 cm de diamètre ont été imprimés en PLA à l'aide d'une imprimante 3D Raise3D. La Figure A1a) montre un des échantillons : l'échantillon est constitué de deux parties : au centre du cylindre, un micro-treillis rempli à 57 % est imprimé et est considéré parfait. Un contour d'une certaine épaisseur est imprimé avec un taux de remplissage de 100 %. Cette épaisseur est connue et choisie afin de faire varier la quantité de micro-treillis dans l'échantillon. La Figure A1b) montre ainsi différents niveaux de micro-treillis artificiellement bouchés : l'échantillon « 100 % » est considéré comme uniquement constitué de micro-treillis, celui à 70 % contient 30 % de micro-treillis artificiellement bouchés, celui à 25 % en a 75 % et ainsi de suite. La Figure A1c) montre les résultats obtenus lorsque les échantillons sont placés dans un tube de Kundt. La différence d'absorption entre le micro-treillis 100 % et 70 % est très faible : on passe de 1 d'absorption à 0,97. On peut également noter un décalage de la fréquence absorbée vers des fréquences plus basses, au fur et à mesure de la diminution de micro-treillis dans l'échantillon. La Figure A1d) montre l'évolution du pic d'absorption en fonction du volume de micro-treillis dans l'échantillon. Avec un volume de 45 % de micro-treillis, le pic d'absorption descend à 0,8 puis à 0,75 pour 25 %. Finalement, même avec 3 % de micro-treillis, le pic d'absorption est de 0,45.

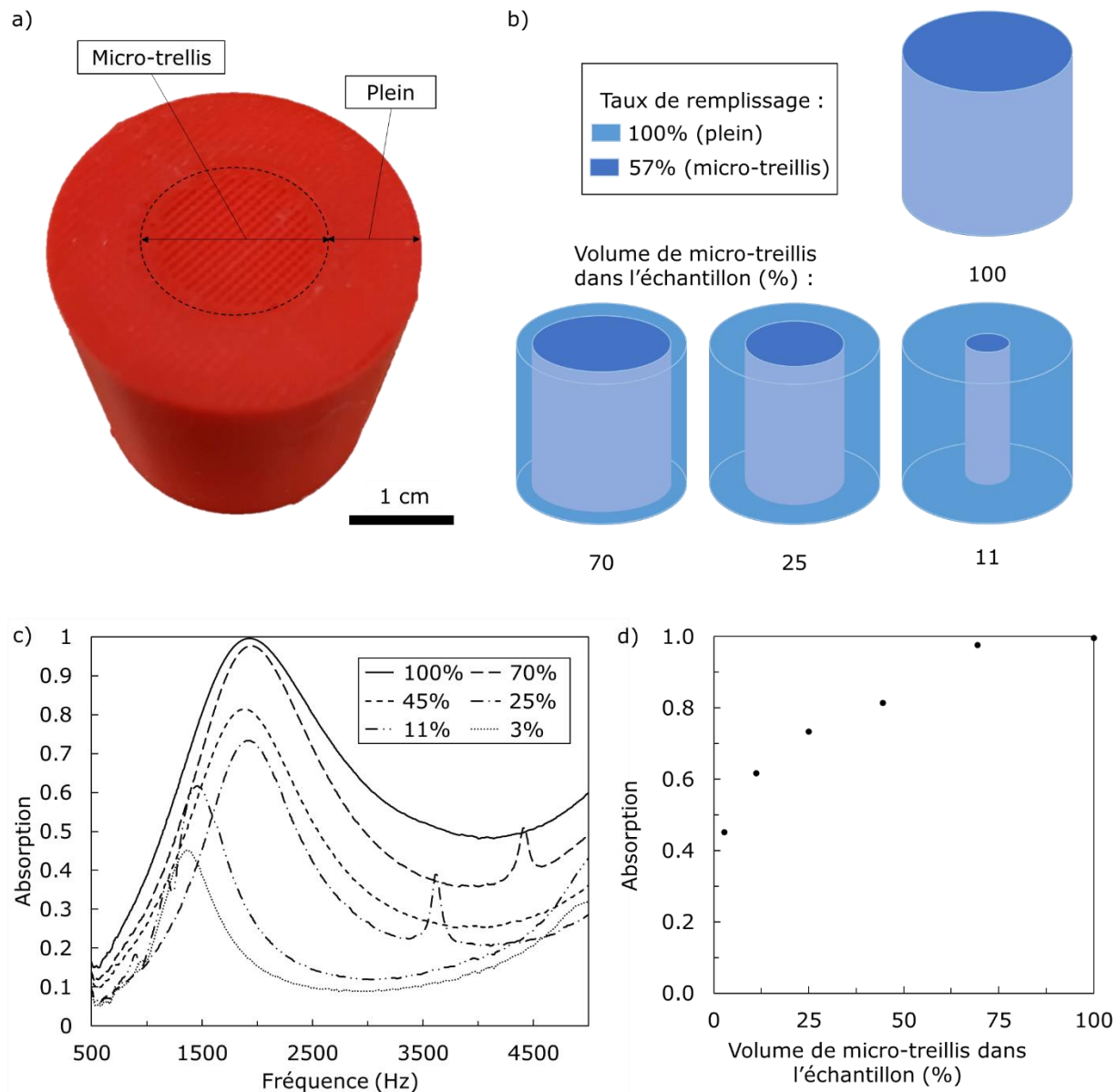


Figure A1 a) Photographie d'un échantillon imprimé en PLA par FFF avec une partie du volume imprimé en plein sur l'extérieur de l'échantillon et une partie du volume imprimée en micro-treillis au centre de l'échantillon. Dans cet échantillon, le volume du micro-treillis représente 25 % du volume total de l'échantillon. b) Schéma d'exemple d'échantillons. c) Graphique de l'absorption sonore en fonction de la fréquence de 6 échantillons avec différents volumes de micro-treillis. Plus le pourcentage de micro-treillis est important, plus l'absorption est élevée. d) Graphique de l'évolution de l'absorption sonore maximale de l'échantillon en fonction du volume de micro-treillis dans l'échantillon.

ANNEXE C CARACTÉRISATION ACOUSTIQUE D'ÉCHANTILLONS EN PEEK À PAROI MINCE

Imprimer des cavités acoustiques à parois fines peut provoquer des problèmes d'étanchéité et ainsi dégrader l'absorption acoustique d'un échantillon. Deux RH à cavité hexagonale ont donc été imprimés en PEEK-30CF sur une imprimante AON M2 2020. La seule différence entre ces échantillons repose sur l'épaisseur de la paroi de la cavité hexagonale, comme montré sur la Figure A2 a). Cette cavité est recouverte par une paroi imprimée comportant un trou (non montrée sur la photo). Les échantillons sont testés dans un tube de Kundt. La Figure A2 b) montre le graphique de la courbe d'absorption sonore en fonction de la fréquence. Les deux échantillons ont des spectres d'absorption très comparables : 0.98 à 742 Hz pour l'épaisseur de 0.5 mm et 0.98 à 750 Hz pour l'épaisseur de 0.25 mm. Imprimer du PEEK-30CF avec une buse de 0.25 mm n'a donc pas d'impact sur les performances acoustiques d'un échantillon.

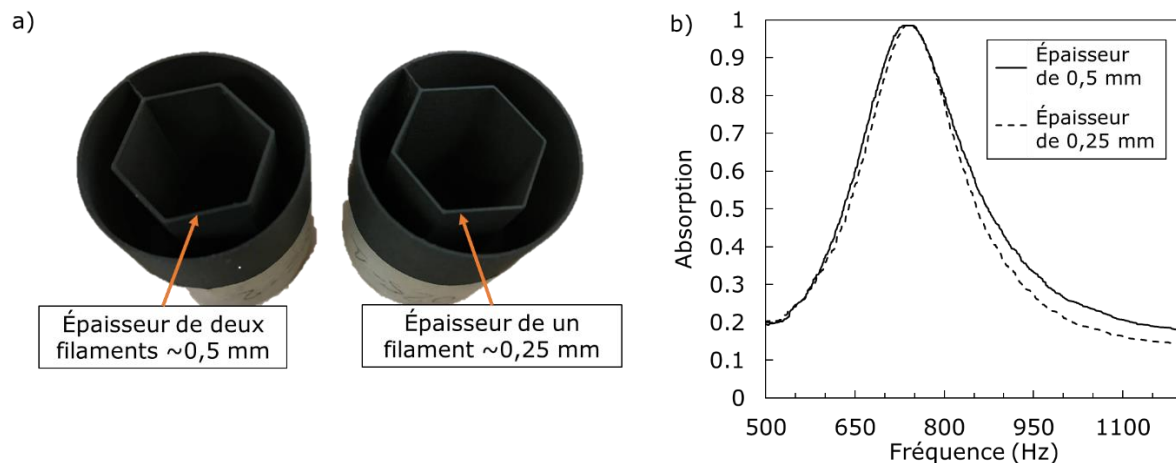


Figure A2 a) Photographie de deux RH imprimés par FFF en PEEK-30CF dont la partie supérieure avec le trou a été enlevé. Un des échantillons a une épaisseur de paroi de 0.5 mm et l'autre 0.25 mm. b) Graphique de l'absorption sonore en fonction de la fréquence pour deux RH dont la seule différence est l'épaisseur de la paroi du résonateur. Les deux courbes sont très similaires, le fait que l'épaisseur de la paroi soit très fine (0.25 mm), n'a pas d'impact sur l'absorption acoustique.

ANNEXE D SYSTÈME DE CHAUFFAGE LOCAL PAR AIR CHAUD

Système développé avec Mathieu Verville

Un système de chauffage à air chaud tel que montré en Figure A3a) a été fabriqué et installé mais n'a pas donné suite car limitait fortement les possibilités d'impression non-planaire à cause de l'encombrement de l'espace autour de la buse (Figure A3b)). Le diffuseur et le support du pistolet à air chaud ont été fabriqués par stéréolithographie en utilisant de la résine haute température (Formlabs).

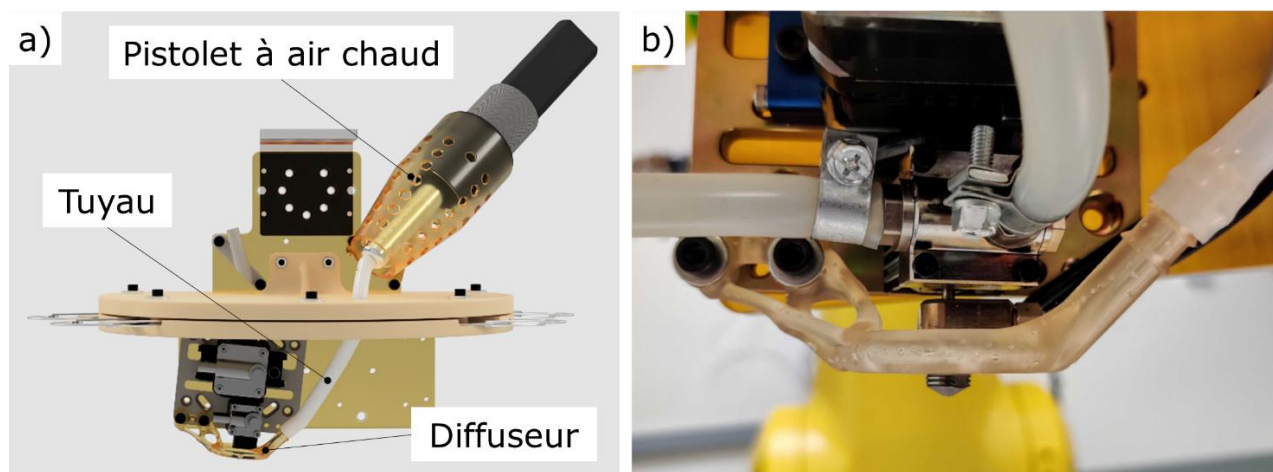


Figure A3 Système de chauffage à air chaud a) Schéma du système d'air chaud installé sur la tête d'impression : le pistolet souffle de l'air chaud qui est acheminée par un tuyau jusqu'à un anneau avec des perforations sur la face inférieure pour souffler de l'air chaud autour de la zone d'impression. b) Photographie de l'anneau installé autour de la buse d'impression.

ANNEXE E PANNEAU NON-PLANAIRE MULTI-MATÉRIAUX

Fabriqué en collaboration avec Jean-François Chauvette et Gabriel Chenier

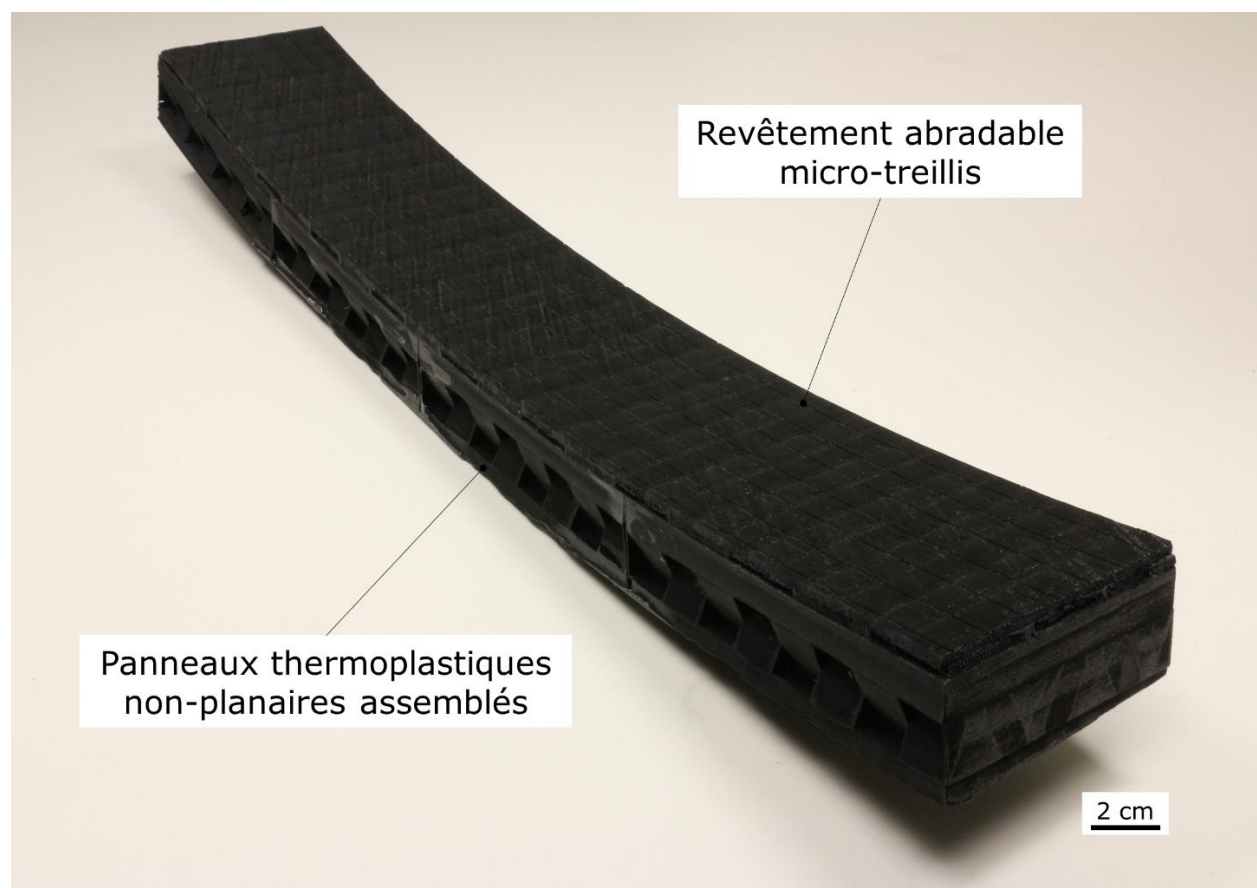


Figure A4 Panneau sandwich non-planaire multi-matériaux multi-procédés.